



Calcul de trajets de dépose dans le cadre de la fafrication de pièces aéronautiques

Pierre Debout

► To cite this version:

Pierre Debout. Calcul de trajets de dépose dans le cadre de la fafrication de pièces aéronautiques. Génie mécanique [physics.class-ph]. Université Blaise Pascal - Clermont-Ferrand II, 2010. Français. NNT : 2010CLF22041 . tel-00719111

HAL Id: tel-00719111

<https://theses.hal.science/tel-00719111>

Submitted on 19 Jul 2012

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

Université BLAISE PASCAL – Clermont II
Ecole Doctorale
Sciences pour l'Ingénieur de Clermont-Ferrand

Thèse

Présentée
pour obtenir le grade de :

Docteur d'université

Spécialité : Génie Mécanique

par

Pierre DEBOUT

Calcul de trajets de dépose de composite dans le cadre de la fabrication de pièces aéronautiques

Soutenue publiquement le 02 juillet 2010 devant le jury :

M.	Jean-Claude YAKOUBSOHN	Professeur Univ, Univ Paul Sabatier, Toulouse	Président
M.	Henri PARIS	Professeur Univ, Univ Joseph Fourier, Grenoble	Rapporteur
M.	Jean-Yves HASCOËT	Professeur Univ, Ecole Centrale, Nantes	Rapporteur
M.	Alexis BEAKOU	Professeur Univ, IFMA, Clermont-Ferrand	Examineur
Mme	Hélène CHANAL	Maître de Conf, IFMA, Clermont-Ferrand	Co-encadrante de thèse
M.	Emmanuel DUC	Professeur Univ, IFMA, Clermont-Ferrand	Directeur de thèse
M.	Pierre TILLEMENT	Directeur Technique Forest-Liné, Capdenac	Invité

Remerciements

Les travaux de recherche présentés dans ce mémoire ont été réalisés au LaMI (Laboratoire de Mécanique et Ingénieries) de l'Institut Français de Mécanique Avancée et de l'Université Blaise Pascal sous la direction de Monsieur le Professeur Emmanuel Duc.

Je remercie Monsieur le Professeur Jean-Claude Yakoubsohn pour sa collaboration lors du projet Fermat et pour m'avoir fait l'honneur de présider le jury de thèse. Je remercie Messieurs les Professeurs Henri Paris et Jean-Yves Hascoët pour avoir rapporté mes travaux.

Je remercie les membres du projet Fermat avec qui ce fut un plaisir de travailler : Messieurs Dominique Roger, Guillaume Stamm et Emmanuel De Mijolla.

Je remercie tous les partenaires de Forest-Liné avec qui j'ai eu l'occasion de collaborer : Messieurs Pierre Tillement, Arnaud Malige et Pascal Soulié. Je remercie tout particulièrement Monsieur Julien Vernhes pour son assistance lors des essais et Monsieur Philippe Cuminal pour toute l'aide qu'il m'a apportée.

Je remercie mes encadrants Madame Hélène Chanal, Maître de Conférence et Monsieur le Professeur Emmanuel Duc pour son aide au quotidien, ses encouragements et la pertinence de ses remarques. Je le remercie très sincèrement d'avoir été un chef aussi bienveillant et présent.

Je remercie Monsieur Michel Dréan pour son aide lors des essais de compression et Messieurs Patrice Touzet et Thierry Rabany pour leur collaboration lors du monitorat.

Merci à Monsieur Hugues Delorme pour sa collaboration lors du développement des méthodes de planification de trajectoires et pour les séances de débogage dans la bonne humeur. Merci à Julien pour les surfaces B-spline. Merci à Cédric pour m'avoir guidé à mes débuts et aussi par la suite depuis Bordeaux.

Je salue tous mes camarades de thèse et amis pour toutes les petites choses qu'ils m'ont apportées : Carole, Greg, Guillaume, Khaled, Mahmoud, Mathieu, Benoît, Cécile, Greg, Miguel, Su, Sylvain, Thomas.

J'embrasse Séverine et ma famille. Je pense à ma mère qui j'en suis sûr aurait été fière de moi.

Table des matières

REMERCIEMENTS	3
TABLE DES MATIERES	5
TABLE DES ILLUSTRATIONS.....	8
INDEX DES TABLEAUX.....	12
PRINCIPALES NOTATIONS ET VOCABULAIRE.....	13
INTRODUCTION	15
CHAPITRE 1 FABRICATION DE PIECES PAR DEPOSE DE BANDES DE COMPOSITE.....	17
1. FABRICATION DES AVIONS : DU METAL AU COMPOSITE.....	17
2. COMPARAISON DES PROCEDES DE FABRICATION DE PIECES AERONAUTIQUES	20
2.1. <i>Usinage de pièces en alliage d'aluminium</i>	20
2.2. <i>Revue des procédés de mise en forme des composites</i>	21
2.2.1. Enroulement filamenteux	21
2.2.2. Pultrusion.....	22
2.2.3. Fabrication de tissus	23
2.2.4. Procédés d'obtention de pièces par moulage	24
2.2.5. Procédés de finition	25
2.3. <i>Présentation des procédés de dépose de composite</i>	26
2.3.1. Drapage de bandes.....	26
2.3.2. Placement de fibres.....	29
3. PROBLEMATIQUE DE LA DEPOSE DE COMPOSITE	32
3.1. <i>Planification de trajectoires</i>	33
3.2. <i>Comportement cinématique des machines-outils de dépose</i>	35
3.3. <i>Objectifs des travaux</i>	37
CHAPITRE 2 PLANIFICATION DE TRAJECTOIRES DE DEPOSE DE COMPOSITE	41
1. FORMALISATION GEOMETRIQUE DES CONTRAINTES DE CONSTRUCTION DES TRAJECTOIRES	42
1.1. <i>Contrôle de la direction de dépose</i>	42
1.2. <i>Prise en compte du steering</i>	46
1.3. <i>Contrôle de l'espacement entre bandes</i>	49
2. PLANIFICATION DE TRAJECTOIRES ADAPTEES A LA COUVERTURE DE SURFACE.....	50
2.1. <i>Etude bibliographique des méthodes de planification de trajectoires</i>	50
2.1.1. Planification de trajectoires d'usinage.....	51
2.1.2. Planification de trajectoires de peinture par projection.....	53
2.1.3. Planification de trajectoires de dépose de composite.....	55
2.1.4. Conclusion	57
2.2. <i>Propagation de courbes parallèles</i>	60
2.3. <i>Choix de la courbe de référence</i>	65
3. PLANIFICATION DE TRAJECTOIRES DE DEPOSE DE COMPOSITE	67
3.1. <i>Méthode à angle fixe</i>	67
3.2. <i>Méthode à angle variable</i>	71
3.2.1. Phase 1 : calcul de la courbe de référence et des courbes parallèles initiales.....	72
3.2.2. Phase 2 : optimisation des courbes	72
3.2.3. Application	76
4. APPLICATION SUR DES PIECES INDUSTRIELLES	80
5. CONCLUSION	82

CHAPITRE 3	LISSAGE DE TRAJECTOIRES	85
1.	PROBLEMATIQUE	85
1.1.	<i>Comportement cinématique des machines-outils</i>	86
1.2.	<i>Analyse des perturbations de la trajectoire</i>	87
1.2.1.	Répartition des points	88
1.2.2.	Points doubles	88
1.2.3.	Oscillations	89
1.2.4.	Présence des pyramides	91
1.2.5.	Déformation du rouleau de dépose	91
1.3.	<i>Conclusion</i>	92
2.	DRAPAGE DE BANDES SUR UNE MACHINE 5 AXES	93
2.1.	<i>Paramétrisation du Modèle Géométrique</i>	93
2.2.	<i>Modèle Géométrique Inverse</i>	94
3.	PRISE EN COMPTE DE LA DEFORMATION DU ROULEAU	96
3.1.	<i>Modélisation statique de la déformation du rouleau</i>	97
3.2.	<i>Validation par calcul Eléments Finis</i>	100
3.3.	<i>Conclusion</i>	102
4.	METHODES DE LISSAGE SANS CONTROLE DE L'ERREUR DE LISSAGE	102
4.1.	<i>Méthode de rigidification</i>	103
4.2.	<i>Utilisation des courbes Bspline</i>	105
4.2.1.	Méthode par interpolation	105
4.2.2.	Méthode par approximation	106
4.2.3.	Comparaison des deux méthodes	107
4.3.	<i>Méthode par filtrage</i>	109
4.3.1.	Méthode par filtrage dans l'Espace Machine (A, C)	109
4.3.2.	Méthode par filtrage dans l'Espace Pièce (I, J, K)	110
4.4.	<i>Application</i>	113
4.4.1.	Analyse de la trajectoire tracée sur la surface de base	115
4.4.2.	Comparaison des différentes stratégies de lissage	116
4.4.3.	Analyse des valeurs particulières	117
4.4.4.	Analyse des profils de vitesse et propositions d'amélioration	117
4.4.5.	<i>Conclusion</i>	120
5.	METHODES DE LISSAGE AVEC CONTROLE DE L'ERREUR DE LISSAGE	121
5.1.	<i>Approximation par une courbe Bspline avec ajout de pôles</i>	121
5.2.	<i>Contrôle de l'erreur de lissage : utilisation du DOA</i>	124
5.3.	<i>Méthode de filtrage par morceaux</i>	126
5.4.	<i>Application</i>	129
5.4.1.	Dépose des lés 7 et 68 : analyse des vitesses	130
5.4.2.	Dépose complète des couches 3 et 4	135
6.	CONCLUSION	138
CHAPITRE 4	OPTIMISATION DU COMPORTEMENT CINEMATIQUE MACHINE EN PLACEMENT DE FIBRES 7 AXES	139
1.	PROBLEMATIQUE	139
1.1.	<i>Comportement cinématique de la machine de placement de fibres</i>	139
1.2.	<i>Gestion de la redondance en robotique</i>	140
1.3.	<i>Conclusion</i>	141
2.	PLACEMENT DE FIBRES SUR UNE MACHINE 7 AXES	142
2.1.	<i>Paramétrisation du Modèle Géométrique</i>	142
2.2.	<i>Modèle Géométrique Inverse</i>	143
3.	STRATEGIES DE COMMANDE BASEES SUR L'AJOUT D'UNE CONTRAINTE SUPPLEMENTAIRE D'ORIENTATION	145
3.1.	<i>Stratégies à B contrôlé</i>	145
3.2.	<i>Stratégies A fixé à 90° ou C1 fixé à 0°</i>	149
3.3.	<i>Stratégies X fixé ou Z fixé</i>	150
3.4.	<i>Stratégies dérivées des stratégies précédentes</i>	151
3.5.	<i>Choix de l'espace de solution</i>	151
3.6.	<i>Validation de la transformation 7 axes</i>	154
3.6.1.	Test 1 : vérification de $Cr1$	155
3.6.2.	Test 2 : influence des limites articulaires	156

3.6.3.	Test 3 : passage par la position singulière.....	156
3.6.4.	Test 4 : passage par la position singulière.....	157
3.6.5.	Conclusion.....	157
4.	IMPLEMENTATION DANS FERMAT PROTOTYPE	159
4.1.	<i>Post-processing</i>	159
4.2.	<i>Simulation</i>	160
5.	CONTROLE DE L'ERREUR AVEC LE DOA	161
6.	METHODE GLOBALE D'OPTIMISATION.....	162
6.1.	<i>Description de l'algorithme d'optimisation</i>	162
6.2.	<i>Fonction objectif</i>	163
6.2.1.	Etude bibliographique.....	163
6.2.2.	Choix de la fonction	164
6.2.3.	Passage de discontinuités élémentaires.....	165
6.2.4.	Conclusion.....	166
7.	APPLICATION.....	166
8.	CONCLUSION	172
CONCLUSION		175
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....		179
ANNEXES		187

Table des illustrations

Figure 1-1 : aile de l'A400M. 23 mètres de long, 4 m de large au niveau de la jonction avec le fuselage, 3 tonnes environ [Uimm07].	18
Figure 1-2 : à gauche, trajectoires de dépose sur le tube de queue de l'hélicoptère V-22 ; à droite, fabrication par placement de fibres [Pasanen05].	18
Figure 1-3 : fraiseuse 5 axes UGV à table verticale Aérostar Forst-Liné.	21
Figure 1-4 : installation d'enroulement filamenteuse [Reyne98].	22
Figure 1-5 : à gauche, procédé de pultrusion [Bannister01]. A droite, pièces produites par pultrusion (Fibreline Composites).	23
Figure 1-6 : poutre en I tissée.	23
Figure 1-7 : aile cousue par Boeing pour la NASA [Bannister01].	24
Figure 1-8 : moulage RTM (AOC: World Leader in Resin Technology).	25
Figure 1-9 : machine de dépose Cincinnati (aile de bombardier B-1) [Grimshaw01].	27
Figure 1-10 : peau inférieure de l'Airbus A330/340 avec longerons intégrés [Grimshaw01].	27
Figure 1-11 : machine de drapage Atlas 5 axes Forest-Liné.	28
Figure 1-12 : machine de drapage Cincinnati et M. Torres [Lorincz06] [Afm07].	29
Figure 1-13 : machine de placement de fibres Atlas Forest-Liné.	30
Figure 1-14 : machines de placement de fibres. A gauche, Ingersoll AFPM. A droite, Cincinnati Viper.	30
Figure 1-15 : calcul des centerlines sur la surface à recouvrir.	33
Figure 1-16 : pièce plane drapée avec les 4 orientations de pli (0, 90, -45, 45°). On observe du jeu sur les bords des plis [Shirinzadeh04].	34
Figure 1-17 : défaut dû au steering de la bande.	34
Figure 1-18 : direction de l'effort de compactage normale à la surface.	35
Figure 2-1 : direction ϕ sur un cône et un cylindre [Blom09] [Blom09b].	43
Figure 2-2: construction du pli à 0° à partir des courbes directrices et de leurs parallèles [Schueler04].	44
Figure 2-3 : calcul d'une courbe directrice d'angle θ à partir des courbes du pli à 0° [Schueler04].	44
Figure 2-4 : algorithme de transfert de rosette [Roger03].	44
Figure 2-5 : définition de la direction d'une courbe sur une surface complexe.	45
Figure 2-6 : à gauche, apparition d'une cloque lors de la dépose d'une bande [Cano09b]. A droite, modélisation du phénomène [Cano09].	46
Figure 2-7 : définition du steering d'une courbe (en noir) tracée sur une sphère	47
Figure 2-8 : définition de l'espacement entre 2 bandes ou 2 nappes.	49
Figure 2-9 : exemples de courbes géodésiques, parallèles et de direction constante.	50
Figure 2-10 : Gauss Map symétrisée de la surface #2. En noir Ω , en pointillés le plus grand cercle inscrit à Ω_C ; le centre du cercle définit l'orientation optimale [Smith02].	51
Figure 2-11 : un surplus de peinture est déposé du côté droit de la courbe [Atkar05].	53
Figure 2-12 : application du théorème de Gauss-Bonnet à une région limitée par la courbe de référence et la courbe offset [Atkar05].	53
Figure 2-13 : direction des courbes proposées par Atkar (en rouge) et Smith (en vert) sur la surface #2 [Atkar05] [Smith02]. En noir, courbes de direction 0° et 90° ; en bleu, courbe géodésique ; en pointillés, courbes parallèles.	54
Figure 2-14 : courbe plane dont la direction varie entre $\phi+T_0$ et $\phi-T_1$ [Lopes08].	55
Figure 2-15 : fibres à direction constante par morceaux sur un cylindre [Blom09b].	55

Figure 2-16 : courbes sur un cône. A gauche, géodésique (vert), direction constante (noir), courbure constante (rouge) ; à droite, géodésique (vert), variation linéaire (noir), courbure constante (rouge) [Blom09].	56
Figure 2-17 : jeux et recouvrements entre chaque groupe de fibres associés à une courbe directrice différente [Schueler04].	57
Figure 2-18 : utilisation de bandes courtes pour la dépose sur un cône [Favaloro07].	57
Figure 2-19 : composante de l'effort de compactage tangent à la trajectoire.	58
Figure 2-20 : utilisation de l'espacement pour modifier la direction.	59
Figure 2-21 : utilisation de l'espacement pour modifier le steering.	59
Figure 2-22 : calcul de la courbe de référence par projection suivant la direction \mathbf{V} [Schueler04].	60
Figure 2-23 : calcul du point offset P' à partir du point P .	61
Figure 2-24 : (a) création de la courbe de référence ("initial path") par intersection entre un plan ("major axis") et la surface ("mould surface") ; (b) calcul de la courbe offset ; (c) extrapolation de la courbe offset [Shirinzhadeh07].	62
Figure 2-25 : le premier ou le dernier point de la courbe offset n'existe pas.	63
Figure 2-26 : calcul des extrapolées de la courbe offset.	63
Figure 2-27 : calcul d'une courbe parallèle.	64
Figure 2-28 : définition de la direction sur une courbe discrète.	65
Figure 2-29 : construction du 2 ^{ème} point d'une courbe paramétrée par sa direction.	66
Figure 2-30 : en rouge surface proposée par Xiaoping, en jaune Surface Bézier 1 [Xiaoping08].	69
Figure 2-31 : comparaison des trajectoires initiales (en noir) et des trajectoires générées par la méthode à angle fixe (en bleu) sur la Surface Bézier 1.	70
Figure 2-32 : évolution de la direction des trajectoires initiales (en noir) et des trajectoires générées par la méthode de 1 ^{ère} courbe à angle fixe (en bleu) de la Surface Bézier 1.	71
Figure 2-33 : calcul de la baseCurve et des parallèles.	72
Figure 2-34 : modification de la direction du point iPnt de la baseCurve pour recentrer les directions des parallèles sur la direction nominale.	73
Figure 2-35 : modification de la direction du point iPnt de la baseCurve pour augmenter le steering d'une des parallèles.	74
Figure 2-36 : modification du point A en Ap pour régler le problème de steering en B.	75
Figure 2-37 : évolution de la direction des trajectoires générées par la méthode à angle fixe (en bleu) et des trajectoires générées par la méthode à angle variable (en rouge) de la Surface Bézier 1.	76
Figure 2-38 : comparaison des trajectoires générées par la méthode à angle fixe (en bleu) et des trajectoires générées par la méthode à angle variable (en rouge) sur la Surface Bézier 1.	77
Figure 2-39 : modification du début et de la fin de la courbe de référence. En rouge, courbe de référence obtenue par la méthode à angle variable. En noir, courbe de référence (et sa 1 ^{ère} parallèle) modifiée en fixant la direction. En vert, approximation de la courbe de référence par une Bspline.	78
Figure 2-40 : couverture de la Surface Bézier 1 ; à gauche trajectoires initiales ; à droite trajectoires obtenues par la méthode à angle variable.	79
Figure 2-41 : découpe entre deux nappes.	79
Figure 2-42 : planification de trajectoires à angle variable dans Fermat Prototype.	80
Figure 2-43 : à gauche, trajectoires générées avec la méthode initiale. A droite avec la méthode à angle variable.	80
Figure 2-44 : trajectoires test sur "la surface B".	81
Figure 2-45 : direction et steering des courbes initiales (en vert), optimisées par la méthode à angle variable avec correction du steering (en noir) et optimisées par la méthode à angle variable sans correction du steering (en rouge).	82
Figure 3-1 : surface de dépose des lés de la pièce DC-Part-FLC.	87
Figure 3-2 : répartition hétérogène des points.	88
Figure 3-3 : identification de points doubles.	88
Figure 3-4 : oscillations sur l'axe A.	89
Figure 3-5 : modification de l'axe outil par "carottage" en fonction de la surface update.	90

Figure 3-6 : exemple de renfort en forme de pyramide [Grimshaw01b].....	91
Figure 3-7 : construction d'une pyramide.....	91
Figure 3-8 : paramétrisation du modèle géométrique de la machine Atlas 5 axes.....	94
Figure 3-9 : modélisation statique du rouleau de dépose.....	97
Figure 3-10 : mesure effort/déformation lors de la compression du rouleau sur 2 piges. En traits fins, 5 mesures ; en trait gras, moyenne des mesures.....	98
Figure 3-11 : essais de compression.....	98
Figure 3-12 : profil test.....	99
Figure 3-13 : essai de compression sur le profil test.....	100
Figure 3-14 : 1 ^{ère} contrainte principale du rouleau lors de l'écrasement sur le profil test avec un effort de 600 N. A gauche orientation normale à la surface ; à droite, orientation naturelle (rotation de 1,455°).....	101
Figure 3-15 : pression de contact au niveau de la ligne de contact lors de l'écrasement du rouleau sur le profil test avec un effort de 600 N.....	101
Figure 3-16 : de gauche à droite, les lés 43, 104, 122 et 135 de la pièce Aile.....	102
Figure 3-17 : rigidification par régression linéaire.....	103
Figure 3-18 : oscillation persistante après lissage.....	104
Figure 3-19 : oscillation de pas plus important non traitée.....	104
Figure 3-20 : méthode de rigidification sur le lé 135. En bleu avant lissage, en rose après.....	104
Figure 3-21 : lé 135, comparaison entre les courbes d'interpolation de degré 3 à 6 et à 20 pôles pour une trajectoire de 52 points.....	108
Figure 3-22 : lé 135, comparaison entre les courbes d'approximation de degré 3 à 6 et à 20 pôles pour une trajectoire de 52 points.....	108
Figure 3-23 : lé 135, comparaison entre la courbe d'interpolation à 12 pôles de degré 3 et l'approximation par le critère des moindres carrés.....	108
Figure 3-24 : filtrage de C, lé 135. En bleu avant lissage, en rose après.....	110
Figure 3-25 : évolution de I, J, K, T, A, C pour le lé 135. En bleu données initiales ; en rouge données filtrées après filtrage sur IJK.....	111
Figure 3-26 : évolution de T, A, C pour le lé 135. En bleu données initiales ; en rouge données filtrées après filtrage sur IJK et T.....	112
Figure 3-27 : évolution de A et C. En rouge filtrage de IJK et T ; en vert filtrage de A et C.....	112
Figure 3-28 : changements de concavité engendrés par le filtrage.....	115
Figure 3-29 : comparaison des différentes méthodes de lissage.....	116
Figure 3-30 : interpolation et approximation d'une série de points.....	117
Figure 3-31 : méthodes d'approximation et de rigidification sur le lé 43 de la surface update.....	117
Figure 3-32 : relevé des positions et vitesses des axes de la trajectoire initiale du lé 104.....	118
Figure 3-33 : relevé des positions et vitesses des axes de la trajectoire lissée par approximation par une Bspline à 10 pôles du lé 104.....	118
Figure 3-34 : vitesses, accélérations et jerks des axes de la trajectoire lissée par approximation par une Bspline à 10 pôles du lé 104.....	119
Figure 3-35 : consignes de position des axes A et C.....	120
Figure 3-36 : limite du lissage par approximation dans les zones de pyramide.....	121
Figure 3-37 : approximation par une Bspline sans (à gauche) et avec (à droite) ajout de pôles sur une trajectoire de la dernière couche de la pièce "Aile".....	122
Figure 3-38 : approximation par une Bspline sans (à gauche) et avec (à droite) ajout de pôles sur une trajectoire de la couche intermédiaire de la pièce "Aile".....	123
Figure 3-39 : définition du DOA. A gauche usinage en bout ; à droite drapage.....	125
Figure 3-40 : passage du DOAP au DOAM [Castagnetti08b].....	125
Figure 3-41 : a) construction de la trajectoire pour la méthode de filtrage par morceaux ; b) comparaison entre la trajectoire originale (en noir), la trajectoire lissée avec le filtrage de base (en rouge) et la trajectoire lissée avec le filtrage par morceaux (en bleu).....	127

Figure 3-42 : a) pyramide effective ; b) pyramide pas assez pentue non retenue ; c) pyramide ayant une amplitude de variation trop faible non retenue.	128
Figure 3-43 : comparaison entre la taille de la pyramide et la taille du DOA.	128
Figure 3-44 : dépose des lés 7 et 68 sur la pièce DC-Part-FLC.	130
Figure 3-45 : comparaison des trajectoires du lé 7 avec compliance. A gauche comparaison entre consigne et mesure. A droite comparaison entre initiale et filtrée.	132
Figure 3-46 : comparaison des trajectoires du lé 7 avec compliance. Courbe traits pleins : initiale ; Courbe traits pointillés : filtre a05 c02 R.	133
Figure 3-47 : comparaison des trajectoires du lé 7 sans compliance. Courbe traits pleins : initiale ; Courbe traits pointillés : filtre a05 c02 R.	133
Figure 3-48 : comparaison des trajectoires du lé 7 sans compliance. Courbe1 : initiale ; Courbe 2 : appro a05.	134
Figure 3-49 : consigne de A (au signe près) en fonction de l'abscisse curviligne. A gauche, le filtrage est appliqué sur la courbe initiale, à droite sur la consigne ré-échantillonnée.	134
Figure 3-50 : dépose de la couche 3 sur la pièce DC-Part-FLC.	135
Figure 3-51 : pontage sur les lés 8, 10 et 12 de la couche 3.	136
Figure 3-52 : comparaison des consignes de l'axe A pour les trajectoires "initiale", "appro a 05", et "normale corrigée" pour les lés 8 (en haut à gauche), 10 (en haut à droite) et 12 (en bas) de la couche 3.	137
Figure 4-1 : machine Atlas 7 axes.	142
Figure 4-2 : modélisation géométrique de la machine de placement de fibres Atlas 7 axes.	143
Figure 4-3 : poignet cassé axe outil constant.	146
Figure 4-4 : pièce conduisant à un changement de sens sur B.	146
Figure 4-5 : poignet cassé pointe outil fixe.	146
Figure 4-6 : définition du domaine B_{totale} pour la stratégie "B homogène".	147
Figure 4-7 : 3 solutions possibles.	151
Figure 4-8 : algorithme de choix de solution.	153
Figure 4-9 : post-processing avec Fermat Prototype.	159
Figure 4-10 : simulation avec Fermat Prototype.	160
Figure 4-11 : définition du DOA en placement de fibres 7 axes.	161
Figure 4-12 : passage de discontinuités en tangence et en courbure.	165
Figure 4-13 : temps de passage des discontinuités.	166
Figure 4-14 : pièce test (pointe avant simplifiée).	167
Figure 4-15 : trajectoire initiale (en rouge), trajectoire optimisée (en bleu) et DOA (en noir) dans une zone de pyramide.	167
Figure 4-16 : consignes des axes A, B, C1, C2 pour la trajectoire initiale (pointillés), la trajectoire optimisée (trait bleu gras) et la trajectoire avec les valeurs de B optimisées mais sans lissage sur A, C1, C2 (trait fin rouge).	168
Figure 4-17 : relevés de position et vitesse de l'axe C2 pour la trajectoire initiale (trait continu) et la trajectoire optimisée (trait pointillé).	170
Figure 4-18 : trajectoires sur la "surface A" et la "surface B".	171

Index des Tableaux

Tableau 1-1 : caractéristiques des axes de la machine de drapage Atlas 5 axes.	29
Tableau 1-2 : caractéristiques des axes de la machine de placement de fibres Atlas 7 axes.	31
Tableau 2-1 : limites autorisées des contraintes de direction, steering et espacement.	49
Tableau 2-2 : pôles de la surface #2.	52
Tableau 2-3 : exemple de calcul de newDir.	73
Tableau 3-1 : MGI de la machine de drapage Atlas 5 axes.	95
Tableau 3-2 : erreurs sur A et C sur les 4 lés.	104
Tableau 3-3 : lé 135, erreur due à l'interpolation à 12 pôles de degré 3 et à l'approximation.	107
Tableau 3-4 : erreurs sur A et C sur les 4 lés.	110
Tableau 3-5 : erreurs sur A et C.	112
Tableau 3-6 : temps de dépose à vide en secondes (en vert, méthode la plus efficace ; en rouge, augmentation du temps par rapport à la trajectoire initiale).	113
Tableau 3-7 : gain en temps de dépose à vide (en vert, méthode la plus efficace ; en rouge, augmentation du temps par rapport à la trajectoire initiale).	115
Tableau 3-8 : temps de parcours à vide de la trajectoire test en secondes.	129
Tableau 3-9 : temps de dépose en secondes des lés 7 et 68 avec et sans compliance.	131
Tableau 4-1 : MGI à "B contrôlé".	148
Tableau 4-2 : 11 triplets de solutions.	152
Tableau 4-3 : test 1, configuration de départ 1.	155
Tableau 4-4 : test 1, configuration de départ 2.	155
Tableau 4-5 : test 2, configuration de départ 1.	156
Tableau 4-6 : test 2, configuration de départ 2.	156
Tableau 4-7 : test 3.	156
Tableau 4-8 : test 4.	157
Tableau 4-9 : temps de parcours à vide.	169
Tableau 4-10 : temps de parcours de la trajectoire test avec 1 seul axe rotatif commandé.	170
Tableau 4-11 : temps de parcours à vide en secondes.	171

Principales Notations et Vocabulaire

Bande, ruban, lé, tape (en anglais) : bande de composite de carbone pré-imprégné unidirectionnel de 75 à 150 mm de large et de 0,2 mm d'épaisseur.

Carbone pré-imprégné : matériau composite composé de fibres de carbone et de résine époxy thermodurcissable.

Centerline : courbe médiane de la bande ou du groupe de fibres représentant la trajectoire à suivre par la machine.

DOA : Domaine d'Orientation Admissible.

Fermat Prototype : logiciel de FAO prototype dédié à la dépose développé au LaMI.

Fibres, slit-tape (en anglais) : bande de composite de carbone pré-imprégné unidirectionnel de 2,5 à 6,35 mm de large et de 0,2 mm d'épaisseur.

Pointe avant : partie avant du fuselage ou nez d'avion.

Pyramides : zones de renfort présentes sur la surface des pièces composites.

Nappe : groupe de fibres.

Rosette : trièdre définissant les orientations nominales des fibres d'un laminé.

Steering : rayon de courbure de la centerline dans le cas de la dépose sur un plan.

TapeLay : logiciel de CFAO dédié à la dépose proposé par Forest-Liné.

(A, C) : axes rotatifs de la machine de drapage Atlas 5 axes.

$(A, C1, C2, B)$: axes rotatifs de la machine de placement de fibres Atlas 7 axes.

Cr : critère cinématique de minimisation du temps de dépose.

S : abscisse curviligne.

N : vecteur unitaire normal localement à la surface.

T : vecteur unitaire tangent à la trajectoire.

T'' : vecteur unitaire tangent à la trajectoire T projeté sur le plan perpendiculaire à N .

t : vecteur normal géodésique perpendiculaire à N et T .

Introduction

Ces travaux de thèse contribuent à l'amélioration de la mise en œuvre des procédés de fabrication de pièces aéronautiques en matériau composite. En particulier, l'étude s'est focalisée sur l'augmentation de la productivité des procédés de dépose de composite, en considérant les problèmes de planification et de suivi de trajectoires des machines de dépose.

La dépose de composite est un procédé de fabrication consistant à fabriquer une pièce multicouche en disposant des bandes de composite de carbone pré-imprégné les unes à côté des autres. Deux variantes de ce procédé existent : le drapage de bandes pour lequel le composite est présenté sous forme de bandes larges et le placement de fibres groupées. Le drapage de bandes est apparu dans les années 1960. Le procédé était à l'origine manuel et a ensuite été automatisé. Ce procédé est utilisé depuis pour la fabrication de pièces de structure aéronautique telles que des éléments du fuselage ou le caisson central. Les avions de ligne de dernière génération tels que l'Airbus A380 possèdent une part de plus en plus importante de pièces composites (jusqu'à 50 % du poids de l'appareil). En effet, les pièces en composite de carbone tendent à remplacer les pièces usinées en alliage d'aluminium grâce aux qualités structurales des fibres de carbone [Grimshaw01]. Le rapport résistance / poids est quatre fois plus important pour le carbone par rapport à un alliage d'aluminium aéronautique [Uimm07]. Cependant les coûts de production des pièces composites restent importants notamment à cause du prix supérieur du carbone par rapport aux alliages d'aluminium aéronautique. Ainsi les fabricants de machines de dépose cherchent à augmenter la productivité du procédé. Pour cela, la technologie des machines a évolué en intégrant de nouvelles technologies comme les moteurs linéaires pour augmenter les caractéristiques dynamiques des machines. Cependant, l'augmentation de la dynamique des axes remet en cause le calcul des trajets de dépose, comme dans le cadre de l'usinage à grande vitesse. Mais la planification et le suivi de trajets de dépose reste une problématique à faire murir.

Dans le but de développer une machine de placement de fibres innovante associée à un logiciel de CFAO dédié, un projet du Fond de Compétitivité des Entreprises du ministère de l'Industrie nommé Fermat, labélisé par le pôle de compétitivité AESE associant plusieurs partenaires industriels et universitaires a été conduit d'août 2006 à août 2009. Cette machine de placement de fibres nommée Atlas 7 axes a été fabriquée par le fabricant français de machines-outils Forest-Liné pour Airbus. Elle possède la particularité de présenter une architecture

redondante permettant de réaliser des pièces à section fermée comme la pointe avant du fuselage. Ce projet regroupait les entreprises Forest Liné, Airbus, Cimpa pour le développement du logiciel de placement de fibres et Hexcel fabricant de matériaux composites. Le projet Fermat a aussi rassemblé deux laboratoires : le laboratoire de mathématiques MIP de Toulouse et le LaMI. Le LaMI a ainsi participé aux tâches portant sur la caractérisation du matériau et l'optimisation du calcul de trajectoires de dépose.

Les travaux de cette thèse sont dédiés au calcul de trajectoires adaptées aux procédés de dépose de composite. L'amélioration de la dépose s'appuie sur l'optimisation d'une première tâche de planification de trajets de dépose, avec comme objectif la diminution du nombre de découpes. De plus, une seconde voie d'amélioration concerne la réduction des sollicitations cinématiques de la machine lors du suivi de trajectoires de dépose. Ainsi, le problème posé est un problème d'optimisation de trajectoires sous contraintes géométriques et cinématiques liées aux spécificités du procédé et du processus de dépose.

Ainsi le but de cette thèse est de proposer des méthodes innovantes de calcul de trajectoires de drapage et de placement de fibres. Le Chapitre 1 présente le contexte industriel de la fabrication des pièces de structure d'avion. Différents procédés de fabrication concurrents sont présentés et comparés. La problématique du calcul de trajectoires de dépose est développée.

Après une étude bibliographique des méthodes de planification de trajectoires de différents procédés de fabrication, le Chapitre 2 présente deux méthodes de planification de trajectoires de dépose. Ces méthodes prennent en compte les contraintes particulières du procédé et permettent de réduire le nombre de découpes des bandes néfastes à la productivité et à la qualité. Un logiciel de FAO nommé Fermat Prototype développé au LaMI intègre ces méthodes de planification de trajectoires et permet de traiter des pièces aéronautiques réelles.

La problématique du lissage de trajectoires de drapage est abordée au 0. Plusieurs méthodes de lissage sont proposées et comparées en termes de réduction du temps de dépose. Afin d'assurer la qualité de la pièce, deux méthodes de lissages sont retenues et associées à un contrôle de l'erreur. Des essais de dépose réelle ont été effectués chez Forest-Liné afin de valider l'efficacité de ces méthodes.

Le Chapitre 4 présente une approche globale de calcul des consignes articulaires de la machine de placement de fibres. Cette approche intègre une méthode de lissage des axes rotatifs associée à la gestion de la redondance.

Une conclusion générale dresse le bilan de ces travaux et propose plusieurs perspectives.

Chapitre 1

Fabrication de pièces par dépose de bandes de composite

1. Fabrication des avions : du métal au composite

En 2005, les deux géants de l'industrie aéronautique Airbus et Boeing, présentent leurs avions de nouvelle génération (Boeing 787, Airbus A380 et A350) pour lesquels le pourcentage et le poids des matériaux composites dans les pièces de structure sont en nette augmentation. Ainsi, les matériaux composites représentent 50 % du poids du Boeing 787 et de l'Airbus A350. Les pièces concernées sont les ailes, le fuselage et l'empennage. L'A350 possède des ailes entièrement en composite, une partie du fuselage arrière et un cockpit fabriqué avec 60 % de matériaux composites à fibres de carbone ou des alliages aluminium-lithium. L'utilisation de matériaux composites dans l'A350 aurait permis d'économiser 7983 kg par rapport à l'utilisation de matériaux conventionnels [Lorincz06].

L'objectif industriel est de produire des avions plus légers et plus économes en carburant, c'est pourquoi les composites prennent peu à peu la place des matériaux conventionnels tels que les alliages d'aluminium.

Les matériaux composites à fibres de carbone ne sont pas nouveaux dans l'industrie aéronautique. Ils ont d'abord fait leur apparition dans la fabrication des missiles et d'avions militaires en raison de leur rapport résistance / poids avantageux, de leur résistance à la corrosion et à la fatigue. Initialement, les pièces en composite ont été produites manuellement ce qui rendait les coûts de fabrication importants et réservait leur utilisation aux domaines de la défense et de l'aérospatial. L'automatisation a permis de réduire les coûts de production et de produire des pièces de grandes dimensions comme l'aile de l'A400M qui était en 2007 la plus grande pièce majoritairement en composite jamais construite (Figure 1-1). Par exemple Automated Dynamics (constructeur américain de machines de dépose de composite) rapporte que l'utilisation d'une machine de dépose automatique de composite a fait passer la productivité de 2 pounds (soit 0,9 kg) de matériau déposé par heure manuellement à 20 pounds pour la production de stratifié carbone / résine époxy [AD03].



Figure 1-1 : aile de l'A400M. 23 mètres de long, 4 m de large au niveau de la jonction avec le fuselage, 3 tonnes environ [Uimm07].

Le tube de queue de l'hélicoptère américain V-22 construit par Bell et Boeing est un excellent exemple de réduction de coûts résultant de la mise en œuvre d'un processus automatisé (Figure 1-2). Le passage d'une pièce en acier à une pièce en composite de carbone a d'abord fait passer le poids de la pièce de 102 kg à 36 kg. Ces pièces étaient initialement produites par dépose filamentaire associée à du drapage manuel. Le passage au procédé de placement de fibres a ensuite permis de passer de 77 kg de matériau consommé à 41 kg. Le temps de production a été réduit de 800 h à 163 h [Grant03].

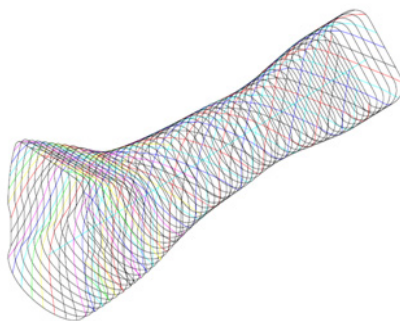


Figure 1-2 : à gauche, trajectoires de dépose sur le tube de queue de l'hélicoptère V-22 ; à droite, fabrication par placement de fibres [Pasanen05].

L'automatisation des procédés de dépose de composite n'est pas le seul facteur expliquant l'augmentation de la production des pièces composites dans le domaine aéronautique. En effet, plusieurs facteurs sont à l'origine de la baisse du coût de revient des pièces en composite [Grant03] :

- Réduction des taux de perte de matière. Les processus automatisés ont généralement un taux de perte de matière variant de 3 % à 8 %. En comparaison, les processus manuels atteignent des taux de perte allant de 20 à 50 %.

- Réduction des contrôles qualité. Avec l'utilisation des machines de dépose à Commande Numérique, le processus de fabrication est plus répétable et la vérification de la qualité du produit n'est plus nécessairement systématique.
- Qualité supérieure atteinte et maîtrisée. L'automatisation améliore la maîtrise et la répétabilité du processus de fabrication ce qui contribue à la réduction des coûts.
- L'évolution du prix et des capacités des machines de dépose automatique contribue également à la réduction des coûts. La concurrence entre les fabricants conduit à la production de machines moins chères et plus flexibles.

Malgré ces progrès, les pièces en composite restent aujourd'hui encore en concurrence avec les pièces en alliage d'aluminium usinées. En effet, l'industrie métallique garde des avantages par rapport à l'industrie composite du fait de l'expérience acquise. Premièrement, la plupart des fournisseurs de pièces usinées ont automatisé leurs processus de fabrication contrairement aux fournisseurs de pièces en composite. Ensuite, le coût d'achat d'une machine d'usinage 5 axes destinée aux pièces aéronautiques reste nettement inférieur à celui d'une machine de dépose de composite. De même, le matériau est nettement moins cher : de l'ordre de 250 € le kilo de carbone, contre 6 € le kg pour l'aluminium [Uimm07]. Enfin, une grande variété de machines d'usinage est disponible chez de nombreux fabricants de machines-outils alors que seuls quelques fabricants proposent des machines de mise en œuvre du composite.

Ainsi, de nombreux travaux sont à mener afin de rendre les pièces composites financièrement intéressantes. La réduction des coûts de fabrication passant par la recherche de productivité reste donc un objectif majeur de l'industrie du composite. Dans le cadre de cette thèse, nous nous intéressons à l'optimisation de deux procédés de fabrication de pièces composites : le drapage de bandes ou nappage et le placement de fibres. Ces procédés, décrits au paragraphe 2.3, sont en concurrence avec d'autres procédés de fabrication tels que l'usinage de pièces en aluminium ou d'autres procédés de mise en œuvre des composites tels que la dépose filamentaire ou le moulage RTM. Une comparaison de ces procédés en termes de productivité, de coût, et de capacité est présentée au paragraphe 2. Le paragraphe 3 présente la problématique de génération de trajectoires adaptées aux procédés de dépose de composite. Notre objectif est d'améliorer les trajectoires de dépose proposées par les logiciels FAO actuels afin d'augmenter la productivité de ces procédés émergents.

2. Comparaison des procédés de fabrication de pièces aéronautiques

Ce paragraphe présente les procédés de fabrication des pièces à haute valeur ajoutée telles que les pièces aéronautiques. En effet, les procédés de dépose de composite qui font l'objet de notre étude sont en concurrence avec l'usinage de pièces en alliage d'aluminium ainsi qu'avec d'autres procédés de mise en œuvre des matériaux composites. Cet état de l'art doit permettre de comprendre les avantages des procédés de dépose qui en font aujourd'hui les procédés les plus utilisés pour la fabrication de pièces de structure aéronautique de grandes dimensions.

2.1. Usinage de pièces en alliage d'aluminium

L'usinage de pièces en alliage d'aluminium est le procédé utilisé historiquement pour les pièces de structure des avions. A partir d'un brut massif, jusqu'à 95 % de matière peut être enlevée par usinage [Robert05]. L'utilisation de l'Usinage Grande Vitesse permet d'augmenter significativement la productivité et de rendre le procédé viable économiquement [Bagard97] [Hock97]. Pour cela, les machines 5 axes sont équipées de broches dépassant 30000 tr/min en rotation et 100 kW de puissance et de moteurs linéaires permettant d'atteindre 40 m/min en vitesse de travail. Ainsi le débit de matière peut dépasser 6 litres/min en usinage de poches [MachPro04]. Les usinages de poches représentent la majorité des opérations à réaliser afin de générer les parois minces qui permettent de garantir la résistance des pièces tout en limitant leur poids. Ces opérations peuvent être réalisées sur des machines à 3 ou 5 axes.

Toutefois, le recours à l'usinage 5 axes est nécessaire pour l'usinage de surfaces gauches (Figure 1-3). En comparaison avec l'usinage 3 axes, les deux degrés de libertés supplémentaires en rotation de l'outil permettent d'accroître la productivité grâce à une augmentation de l'accessibilité de l'outil et à une augmentation de l'efficacité le long des trajets [Duc98]. En particulier, la minimisation du nombre de posages de la pièce et l'augmentation de la largeur coupée en usinage 5 axes en bout avec un outil torique permettent d'accroître la productivité. De plus l'usinage 5 axes permet d'usiner des formes en contre dépouille nombreuses sur les pièces de structure aéronautique [Duc03].

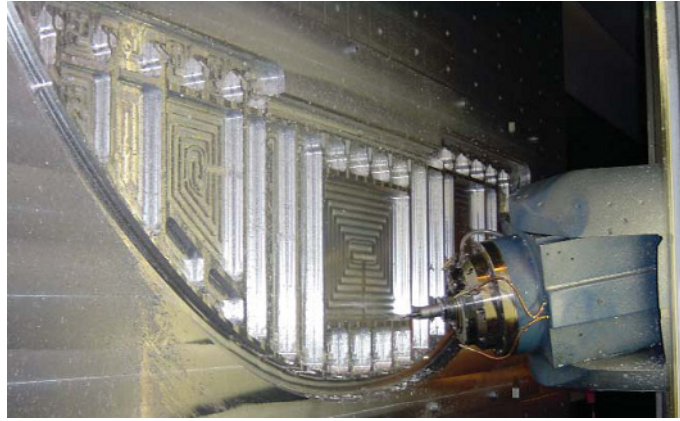


Figure 1-3 : fraiseuse 5 axes UGV à table verticale Aérostar Forst-Liné.

L'avantage de ce procédé est qu'il permet d'obtenir des pièces légères usinées dans la masse avec une grande précision dimensionnelle. Des usinages peuvent aussi être nécessaires lors de la fabrication de pièces composites mais ces usinages nécessitent généralement un faible enlèvement de matière. Ce sont majoritairement des opérations de finition telles que des ébavurages ou des perçages.

2.2. Revue des procédés de mise en forme des composites

Selon le matériau et la forme de pièce désirée, différents procédés de mise en œuvre des composites sont en concurrence avec les procédés de dépose. Parmi ceux-ci on peut citer l'enroulement filamentaire, la pultrusion, la fabrication de tissus et l'obtention de préformes par moulage. Selon la précision dimensionnelle souhaitée et la présence sur les pièces d'éventuels trous de faibles diamètres, le recours à un procédé de finition tel que le détournage ou le perçage est parfois nécessaire.

2.2.1. Enroulement filamentaire

Ce procédé est généralement utilisé pour la production de pièces cylindriques comme par exemple les cuves sous pression ou les clubs de golf [Bannister01] [Grant03]. Le procédé consiste à enrouler une fibre imprégnée de résine à l'aide d'une tête d'acheminement du matériau autour d'un mandrin horizontal généralement cylindrique [Reyne98] (Figure 1-4). La tête se déplace donc horizontalement dans un mouvement d'aller-retour [Jones96].

L'avantage principal de ce procédé est qu'il utilise des installations de faible coût et peut atteindre des taux de production jusqu'à dix fois plus élevés que ceux du drapage de bandes. Un autre avantage est que la cuisson à l'autoclave, longue et coûteuse, n'est pas toujours indispensable grâce à la mise en tension des fibres au cours de la fabrication. Enfin,

des logiciels FAO existent pour la génération de trajectoires adaptées à ce procédé. Les deux principaux inconvénients sont la difficulté de fabrication des pièces présentant des concavités et la nécessité de retirer le mandrin après la fabrication qui oblige parfois à l'utilisation de mandrins expansifs coûteux.

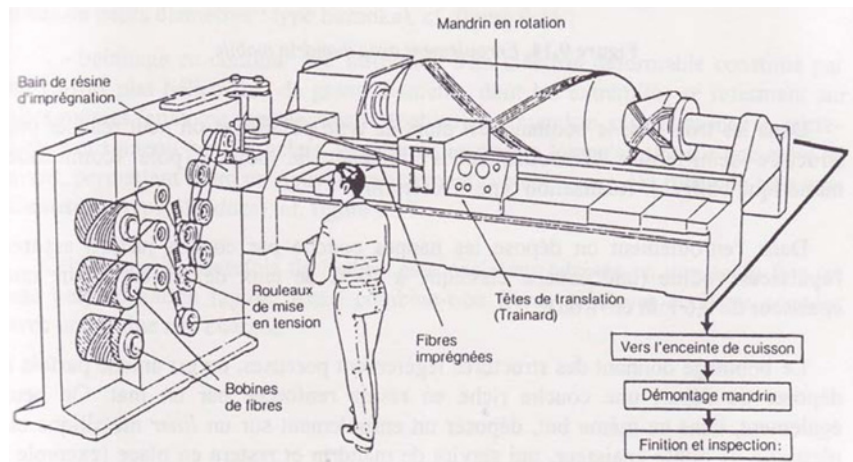


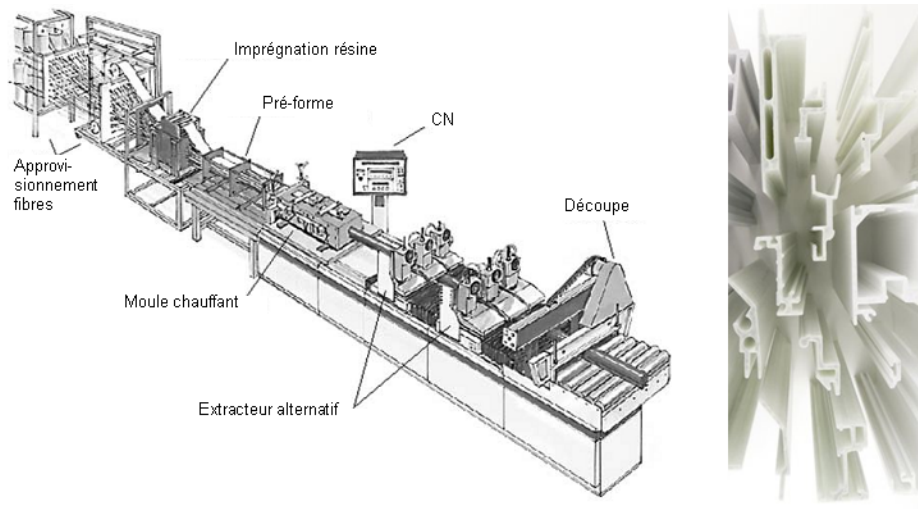
Figure 1-4 : installation d'enroulement filamentaire [Reyne98].

Ainsi ce procédé est principalement utilisé pour la fabrication de pièces de formes simples telles que des cylindres et n'est donc pas adapté à la fabrication de pièces de formes complexes telles que les ailes d'avions qui nous intéressent dans cette étude.

2.2.2. Pultrusion

La liste des produits commerciaux fabriqués par pultrusion est très importante et inclut des pièces aussi diverses que des pièces de bateaux, des manches d'outils, des pièces de structure aéronautique et aérospatiale, des conduits d'échappement et des poutres de construction [Bannister01]. Le procédé consiste à faire passer en continu les fibres de renfort dans un bac de résine puis de mettre en forme le matériau dans une filière avant de le couper à la longueur désirée (Figure 1-5).

Le principal avantage de ce procédé est qu'il est l'un des rares procédés de fabrication de pièces composites réellement continu présentant de plus un faible taux de perte de matière. Ce procédé bénéficie donc d'une productivité élevée et d'un faible coût de mise en œuvre. Le principal inconvénient du procédé de pultrusion conventionnel est son incapacité à produire des pièces de section variable bien qu'il soit capable de produire une grande variété de formes. Ainsi, les pièces produites sont généralement longues et droites avec la direction principale des fibres orientée suivant la direction de pultrusion.



*Figure 1-5 : à gauche, procédé de pultrusion [Bannister01].
A droite, pièces produites par pultrusion (Fibreline Composites).*

Comme dans le cas de l'enroulement filamentaire la production de pièces de formes complexes s'avère impossible avec ce procédé.

2.2.3. Fabrication de tissus

Différents procédés permettent de fabriquer des tissus à partir de fibres composites : le tissage, le tressage, le piquage, et le tricotage [Bannister01]. Ces techniques permettent de produire des architectures 3D de fibres (Figure 1-6). L'obtention de la pièce finale se fait généralement par l'ajout de résine grâce à une technique de moulage (voir paragraphe suivant).

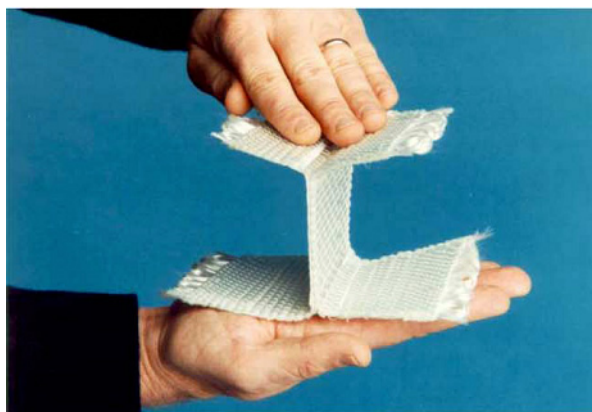


Figure 1-6 : poutre en I tissée.

Le principal inconvénient des tissus multicouches obtenus par tissage est que les métiers à tisser standards ne peuvent pas produire un tissu avec des orientations de fibres différentes de 0 et 90°. Il en résulte des structures ayant une faible résistance en cisaillement

et en torsion ce qui les rend impropres à l'utilisation dans de nombreuses structures aéronautiques où des matériaux ayant des propriétés anisotropes sont nécessaires.

Le tressage est plus adaptable que le tissage. Ceci est dû au fait que le tressage permet de produire des pièces avec des orientations de 45° ou -45° . Il permet ainsi de fabriquer des pièces complexes avec différents types de fibres (verre, aramide, carbone, céramique et fibres métalliques). Il est également possible de tresser des trous qui ont une plus grande stabilité que des trous usinés.

La couture permet d'assembler de multiples couches de tissu et de les maintenir ensemble pour donner la forme désirée. La couture permet également d'ajouter des renforts à un tissu 2D. L'inconvénient majeur de la couture est qu'elle nécessite que le tissu soit placé dans une machine à coudre avec un accès possible des deux côtés du tissu. Ainsi il est difficile de coudre des pièces grandes et épaisses. Cependant une aile cousue a été développée par Boeing pour la NASA (Figure 1-7).

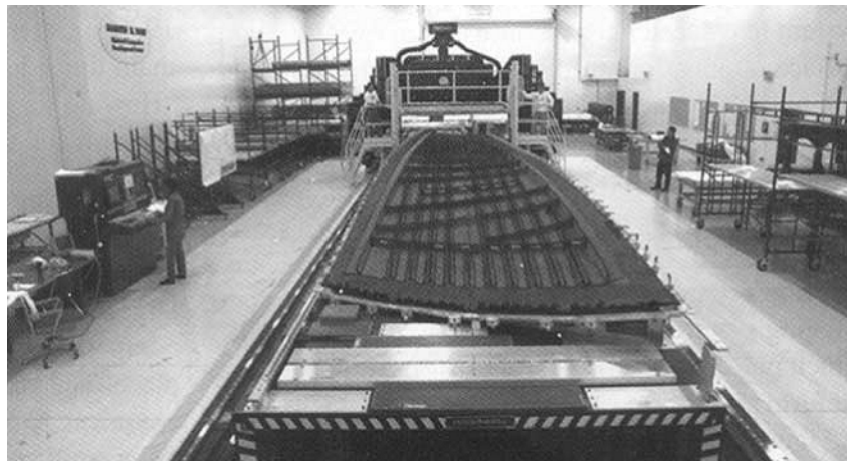


Figure 1-7 : aile cousue par Boeing pour la NASA [Bannister01].

Finalement, la principale limitation des tissus est la difficulté de générer des formes complexes avec toutes les orientations de fibres possibles.

2.2.4. Procédés d'obtention de pièces par moulage

La famille des procédés LCM (Liquid Composite Moulding) consiste à injecter une résine dans un moule contenant une préforme en fibres (Figure 1-8). La préforme de fibres est fabriquée avec un des procédés précédents comme le tissage. La résine liquide est injectée à basse pression (environ 100 psi) pour imprégner les renforts de fibres. La pièce est ensuite cuite généralement dans le moule [Uimm07]. Il s'agit d'un procédé par voie humide réservé à la petite ou moyenne série. Selon la technique d'injection de la résine, deux variantes

existent : le moulage RTM (Resin Transfert Molding) et le moulage RIM (Resin Injection Molding). Le moulage RTM est utilisé par Dassault Aviation pour la fabrication des longerons de l'empennage horizontal du Falcon ainsi que pour la dérive et les "winglets" du Falcon 7X [Uimm07].

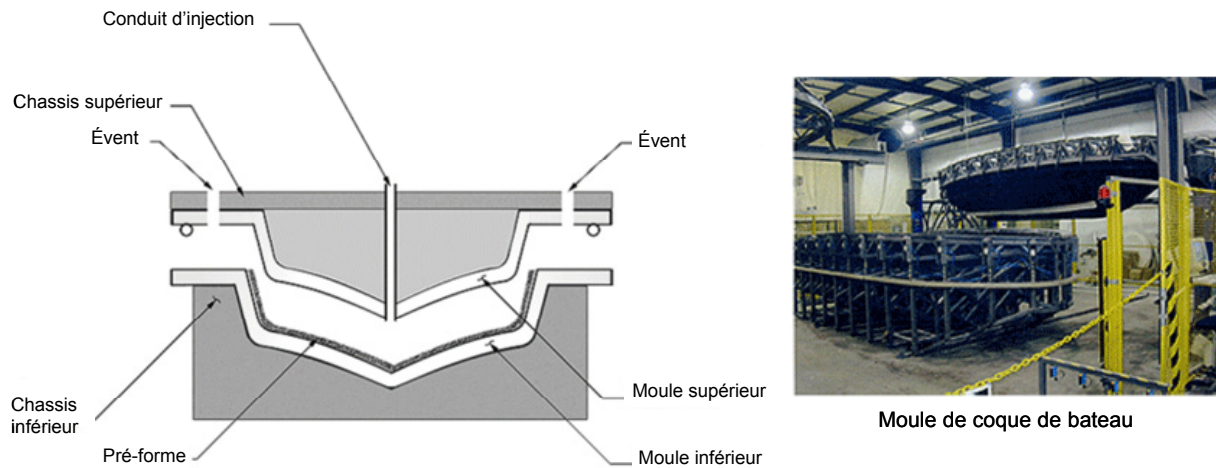


Figure 1-8 : moulage RTM (AOC: World Leader in Resin Technology).

Mise à part le coût de fabrication du moule que l'on retrouve aussi pour les procédés de dépose, l'investissement pour la machine permettant de mélanger et d'injecter la résine est modéré [Goel00]. Cependant, afin d'obtenir une précision dimensionnelle et un état de surface suffisants, une étape de finition est souvent nécessaire (voir paragraphe suivant). Ainsi le coût total de la pièce se trouve augmenté.

2.2.5. Procédés de finition

Les préformes en composite produites avec les procédés précédemment cités peuvent nécessiter des opérations de finition telles que de l'ébavurage ou du perçage [Abrate92] [Chardon08]. Plusieurs techniques ont été développées pour répondre à ce besoin :

- Les couteaux à mouvement alternatif afin de cisailer les bavures.
- Le laser pour ébavurer avec précision des formes complexes grâce à sa grande vitesse de coupe (15 m/min à 40 m/min) et sa facilité d'automatisation. Cependant le laser nécessite un investissement coûteux et une maintenance importante. De plus la découpe laser provoque une élévation locale de température qui peut endommager le matériau et provoquer l'émanation de gaz toxiques, voir des incendies. Ce procédé permet de réaliser des perçages mais il génère un angle de dépouille sur le flanc coupé qui peut être rédhibitoire pour certaines applications [Chardon08].

- Le jet d'eau hyperbare présentant un coût d'utilisation réduit par rapport au laser. La vitesse de coupe est fonction de l'épaisseur à découper (1 à 75 m/min). Ce procédé ne peut pas être utilisé pour des matériaux sensibles à l'humidité. Le problème de dépouille sur le flanc coupé existe aussi pour ce procédé [Abrate92].
- L'usinage est principalement utilisé pour des opérations de perçage et de détourage. Le principal problème lors du perçage est le délaminage des dernières couches c'est pourquoi de nombreux outils de coupe spécifiques ont été développés. Des outils spécifiques ont également été développés pour les opérations de détourage où l'enjeu est d'obtenir un bord de surface lisse tout en minimisant l'usure des outils pénalisante lors de l'usinage de composite. Les opérations plus complexes telles que le balayage restent encore marginales [Chardon08].

Ces procédés de finition sont également utilisés pour des pièces fabriquées par dépose de composite. L'opération de détourage est d'ailleurs souvent employée car le procédé de dépose ne permet pas d'obtenir des pièces avec des bords de surface précis. Ainsi les surfaces de dépose sont artificiellement étendues pour pouvoir ensuite couper les bords.

2.3. Présentation des procédés de dépose de composite

La dépose de composite regroupe à la fois les procédés de drapage de bandes et de placement de fibres.

2.3.1. Drapage de bandes

Le procédé de drapage de bandes est utilisé pour la fabrication de grandes pièces aéronautiques de forme à complexité limitée [Goel00]. Le procédé consiste à déposer une succession de plis de pré-imprégné sur un moule ; un pli est composé d'un ensemble de bandes formant une couche déposée à un angle donné. Au début des années 1960, le drapage était réalisé manuellement ce qui limitait fortement la productivité et la qualité [Grimshaw01].

Ce procédé est proche de l'enroulement filamentaire. Cependant il permet d'améliorer la précision de la dépose et de construire des zones de renforts sur les pièces alors que celles-ci doivent être ajoutées manuellement avec le procédé d'enroulement filamentaire [Favaloro07]. De plus le drapage permet de produire des pièces d'épaisseur variable afin de placer de la matière uniquement dans les zones nécessaires ce qui optimise le rapport résistance / poids de la pièce.

Une première machine prototype de dépose automatique a été développée pour l'armée américaine par General Dynamics et la Société Conrac [Grimshaw01]. Cette machine à structure portique a été utilisée pour fabriquer des pièces composites pour le F-16 avec des bandes de 75 mm de large. A la fin des années 1970 et au début des années 1980, les premières machines de dépose commerciales arrivent alors sur le marché et sont utilisées pour la fabrication de pièces d'avions militaires tels que les bombardiers B-1 et B-2 (Figure 1-9).

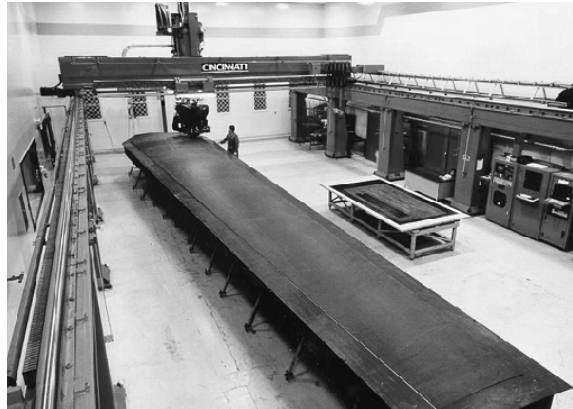


Figure 1-9 : machine de dépose Cincinnati (aile de bombardier B-1) [Grimshaw01].

Depuis les années 1980 jusqu'aux années 2000, les machines de dépose et les moyens de programmation n'ont cessé d'être développés et fiabilisés. Les machines sont aujourd'hui utilisées pour la fabrication d'avions commerciaux de ligne et d'affaire comme les Boeing 777 et 787 et les Airbus A330, A340-500/600, A380. Les pièces concernées sont le caisson central, les peaux des ailes, les longerons, les nervures, les raidisseurs en C et en I (Figure 1-10). On estime aujourd'hui à une cinquantaine le nombre de machines utilisées en production. Différents constructeurs se partagent le marché : Automated Dynamics, Cincinnati, Ingersoll, M. Torres et Forest-Liné.

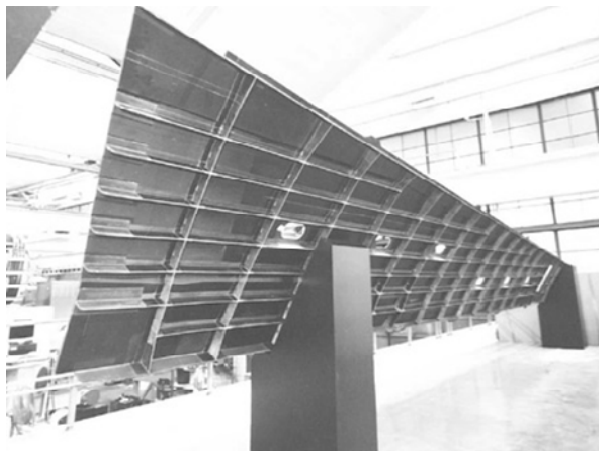


Figure 1-10 : peau inférieure de la voilure de l'Airbus A330/340 avec longerons intégrés [Grimshaw01].

Les machines actuelles possèdent généralement une structure portique à 3 axes de translation sur laquelle est montée une tête de dépôt à 2 axes de rotation (Figure 1-11 et Figure 1-12). L'organe effecteur de la machine est un rouleau, pouvant être segmenté, généralement en élastomère, par l'intermédiaire duquel un effort de compactage est transmis au laminé (Figure 1-11). La tête de dépôt est équipée d'un dispositif de chauffage qui permet d'augmenter le pouvoir collant de la résine ainsi que d'un système de découpe de la bande. Forest-Liné propose également la dépôt de bandes préalablement découpées afin d'éviter les ralentissements de la machine au moment de la découpe. La machine peut aussi être équipée d'un système de compliance qui permet de corriger en temps réel l'orientation et/ou la position du rouleau de drapage. Ceci permet d'ajuster la position et l'orientation du rouleau et d'optimiser le compactage. Le matériau utilisé est généralement un tissu unidirectionnel de fibres de carbone pré-imprégné de résine thermodurcissable de largeur variant de 75 mm à 300 mm.

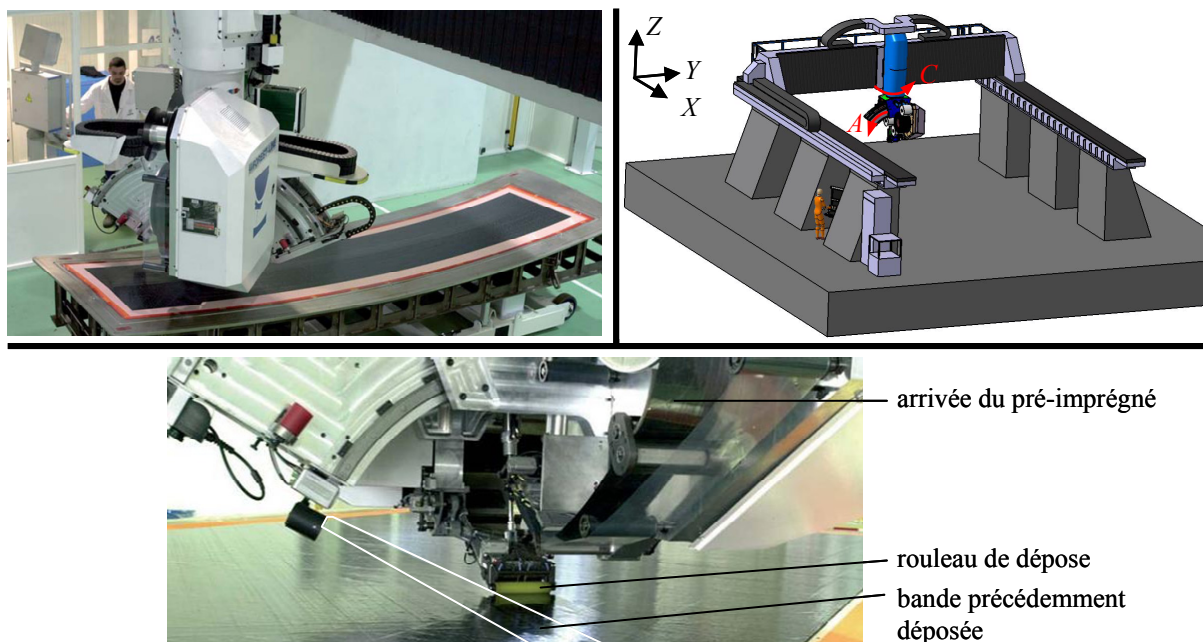


Figure 1-11 : machine de drapage Atlas 5 axes Forest-Liné.

La machine de drapage sur laquelle les expérimentations ont été menées pendant cette thèse est une machine Atlas 5 axes de Forest-Liné (Figure 1-11). Les axes rotatifs de la machine sont les axes A et C . Cette machine possède des axes linéaires permettant d'atteindre une vitesse de dépôt de 45 m/min ce qui est comparable à une machine d'Usinage Grande Vitesse 5 axes mais avec une capacité dynamique moins élevée (Tableau 1-1). En effet, les surfaces à couvrir sont en général lisses et moins complexes que les surfaces usinées.

Axes	Course	Vitesse	Accélération	Jerk
<i>X</i>	8500 mm	60000 mm/min	1.2 m/s ²	5 m/s ³
<i>Y</i>	6500 mm	60000 mm/min	1.5 m/s ²	8 m/s ³
<i>Z</i>	750 mm	30000 mm/min	1.8 m/s ²	10 m/s ³
<i>C</i>	400°	12,5 tr/min	0.277 tr/s ²	2 tr/s ³
<i>A</i>	60°	4.44 tr/min	0.055 tr/s ²	10 tr/s ³

Tableau 1-1 : caractéristiques des axes de la machine de drapage Atlas 5 axes.

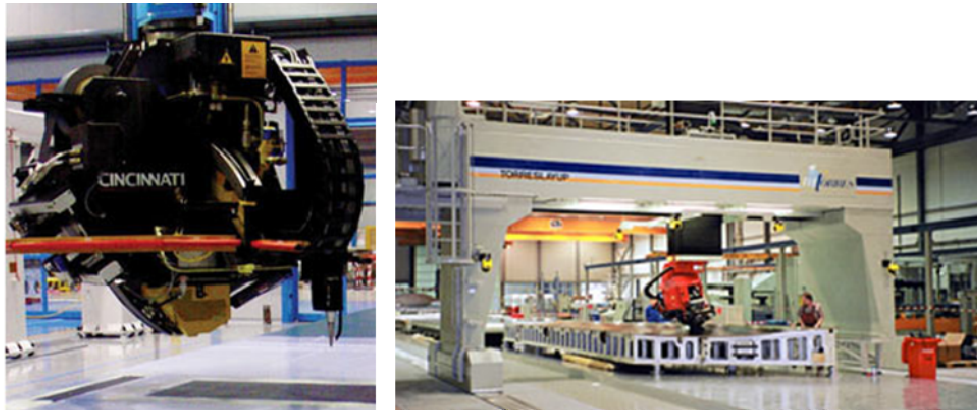


Figure 1-12 : machine de drapage Cincinnati et M. Torres [Lorincz06] [Afm07].

Dans le cadre de cette thèse, nous nous intéressons plus particulièrement à la fabrication de deux types de pièces d'avion : la peau des ailes et la partie avant du fuselage (ou pointe avant). Le drapage avec des bandes larges est particulièrement adapté à la fabrication de la peau de l'aile car c'est une pièce tendue présentant de faibles variations de la courbure Gaussienne de sa surface. La pointe avant est une pièce géométriquement plus complexe avec des courbures plus importantes ; il est alors plus difficile de la couvrir avec des bandes larges. Pour visualiser le problème, on peut imaginer la difficulté de recouvrir une sphère de petite taille avec une feuille de papier. Dans ce cas, la feuille aura tendance à plisser : ce défaut qu'on appelle le *steering* sera détaillé au paragraphe 3.1. L'idée pour éviter l'apparition de ce défaut est de remplacer la feuille de papier par un ensemble de rubans moins larges pouvant dans une certaine mesure glisser les uns par rapport aux autres. Dans notre cas, on remplace une bande de carbone de 150 mm par 32 bandes plus fines appelées fibres de 6,35 mm de large. Ce nouveau procédé s'appelle le placement de fibres.

2.3.2. Placement de fibres

Le placement de fibres peut être vu comme une combinaison du drapage et de l'enroulement filamentaire [Bannister01]. Il permet de dépasser les limites des deux procédés dont il est issu. Ainsi le procédé permet de produire des pièces de formes complexes, présentant des concavités et des zones de renfort en remplaçant une bande de carbone par un

groupe de fibres moins larges nommé nappe. Dans l'industrie aéronautique, ce procédé est utilisé pour la fabrication de capots moteur, de conduits d'admission, de pales de turbines, de tronçons de fuselage. Dans l'industrie aéronautique, l'utilisation du placement de fibres permet de produire des pièces dites à double courbure c'est-à-dire dont la courbure Gaussienne est non nulle contrairement aux surfaces réglées comme les cylindres ou les cônes. Il faut toutefois noter que le drapage de bandes permet aussi de fabriquer des pièces complexes. Cependant, si les variations de la courbure Gaussienne deviennent trop importantes, il est impossible de produire la pièce en drapage en respectant la qualité.

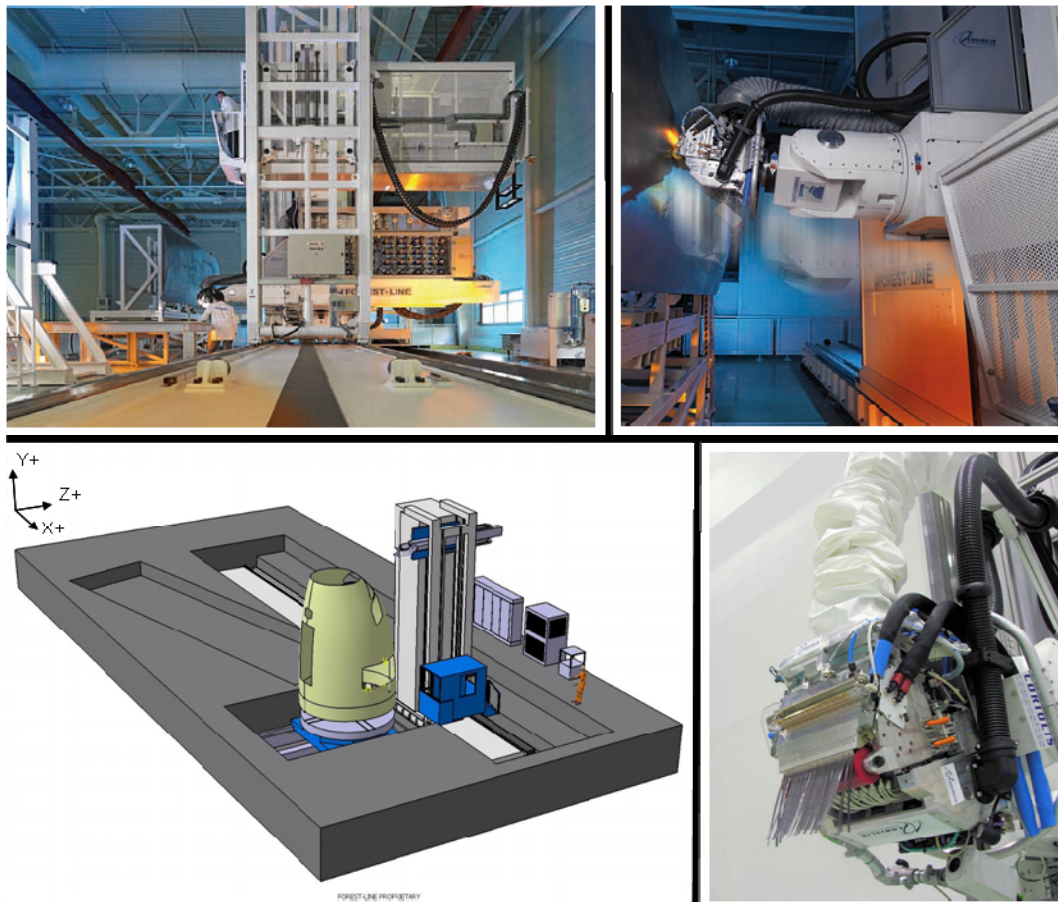


Figure 1-13 : machine de placement de fibres Atlas Forest-Liné.

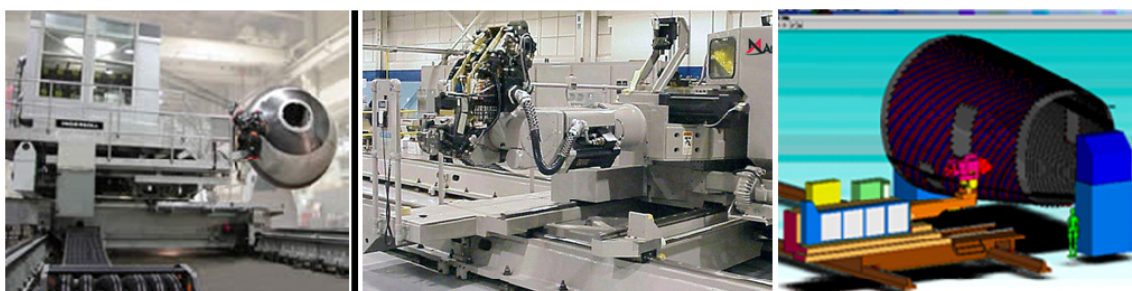


Figure 1-14 : machines de placement de fibres. A gauche, Ingersoll AFPM.

A droite, Cincinnati Viper.

La machine de placement de fibres sur laquelle nous avons travaillé pendant cette thèse est une machine Forest-Liné (Figure 1-13). Comme dans le cas du drapage, l'organe effecteur est un rouleau en élastomère dont le diamètre et la dureté peuvent varier par rapport au drapage. On retrouve les systèmes de chauffage, de compactage et de découpe. On note une différence au niveau de la découpe et de l'acheminement du matériau jusqu'au rouleau puisque chaque fibre est acheminée et coupée indépendamment des autres. Les machines de placement de fibres ont généralement des cinématiques complexes (Figure 1-14). Elles sont constituées d'une structure sérielle à 3 degrés de mobilité en translation associée à une tête de dépose présentant généralement 3 degrés de mobilité en rotation. Un axe externe peut être ajouté afin de pouvoir couvrir les pièces de type pointe avant sans démontage. Ingersoll et Cincinnati proposent un axe externe horizontal ce qui nécessite un mandrin très massif pour mettre la pièce en rotation. La particularité de la machine Forest-Liné est qu'elle présente un axe externe vertical, nommé *B*, qui facilite la prise de pièce et permet d'avoir un axe externe plus dynamique (Tableau 1-2).

Axes	Course	Vitesse	Accélération	Jerk
<i>X</i>	24000 mm	60 m/min	0.8 m/s ²	3 m/s ³
<i>Y</i>	6600 0 mm	60 m/min	1.5 m/s ²	5 m/s ³
<i>Z</i>	2000 0 mm	60 m/min	2,5 m/s ²	2 m/s ³
<i>C1</i>	380°	7.32 tr/min	0.5 tr/s ²	20 tr/s ³
<i>A</i>	200°	7.32 tr/min	0.5 tr/s ²	20 tr/s ³
<i>C2</i>	720°	25 tr/min	1.5 tr/s ²	20 tr/s ³
<i>B</i>	∞	7 tr/min	0.08 tr/s ²	1 tr/s ³
<i>C1+C2</i>	-200° à 200°	-	-	-

Tableau 1-2 : caractéristiques des axes de la machine de placement de fibres Atlas 7 axes.

A l'heure actuelle ces machines ne sont pas encore utilisées en production de série. En effet, ce procédé est nouveau et sa mise en œuvre est difficile. La détermination des paramètres optimaux du procédé (pression de compactage, intensité du chauffage) est traitée par Heider dans le cas de la dépose de composite thermoplastique grâce à une méthode d'optimisation basée sur les réseaux neuronaux [Heider03]. En ce qui concerne la programmation des trajectoires, bien que des solutions FAO développées par les fabricants de machine existent, des améliorations sont possibles. Une analyse des difficultés rencontrées lors de la génération de trajectoires est présentée au paragraphe suivant. Suite à cette analyse, nous proposons des méthodes d'amélioration des trajectoires de dépose de composite afin d'accroître la productivité.

3. Problématique de la dépose de composite

La génération des trajectoires de dépose de composite se divise en deux activités. La première activité consiste à générer la trajectoire dans l'Espace Pièce c'est-à-dire à calculer les positions et orientations successives de la tête de dépose par rapport à la pièce permettant de couvrir complètement la surface. La deuxième activité consiste à calculer les consignes articulaires de la machine permettant à l'outil de suivre la trajectoire dans l'Espace Pièce.

Pour améliorer la productivité et la qualité de la dépose, il est nécessaire d'évaluer la performance de ces deux activités et d'en proposer une optimisation. L'amélioration de la couverture de la surface de la pièce et l'augmentation de la vitesse moyenne de parcours sont les facteurs principaux de productivité.

Le calcul des positions successives de l'outil, nommé planification de trajectoires, consiste à calculer pour chaque passe élémentaire, une courbe (ou centerline) qui représente la ligne médiane de la bande ou du groupe de fibres. Le paragraphe 3.1 présente les contraintes liées au procédé et au matériau qui influent sur le calcul des centerlines. De plus, le calcul de ces courbes influant sur la productivité et la qualité des pièces est étudié.

Généralement, l'axe outil est calculé à partir de la normale à la surface. Cependant l'évolution des orientations de l'axe outil au cours du trajet peut être perturbée notamment par la géométrie de la surface et par des erreurs de calcul dues à des approximations. Ainsi cette évolution perturbée de l'orientation de l'outil cause des problèmes lors du calcul des consignes articulaires de la machine.

En effet, le calcul des consignes de vitesse des axes est effectué par le directeur de Commande Numérique (CN) en fonction des capacités cinématiques des axes. En cas de perturbation de la trajectoire, la CN doit réduire la valeur des consignes de manière à limiter les perturbations et donc ralentir la machine.

Nous détaillons au paragraphe 3.2 comment l'orientation de l'outil est calculée par les systèmes FAO actuels et quelles sont les perturbations pouvant conduire à des ralentissements de la machine. Nous présentons également une nouvelle approche de calcul des trajets permettant d'améliorer le comportement cinématique machine pour gagner en productivité tout en contrôlant la qualité géométrique du trajet.

Finalement le paragraphe 3.3 présente les objectifs de nos travaux de thèse concernant la résolution des problématiques de planification de trajectoires et d'amélioration du comportement cinématique machine.

3.1. Planification de trajectoires

Nous nous intéressons ici au calcul de courbes géométriques (ou centerlines) définies à partir de la surface à recouvrir (Figure 1-15). Ces courbes définissent les positions successives du point piloté de l'outil qui est en général le point milieu de la ligne de contact du rouleau de dépose avec la pièce.

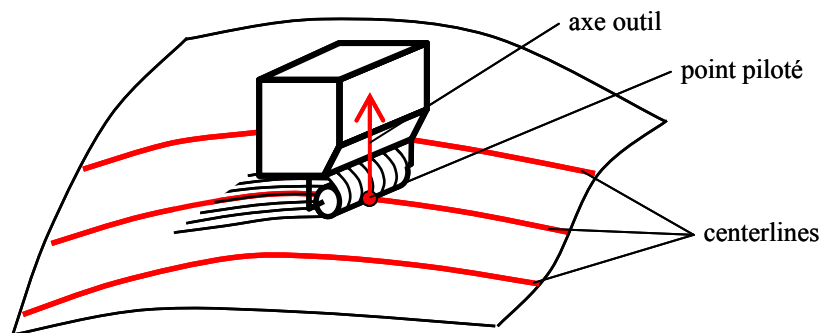


Figure 1-15 : calcul des centerlines sur la surface à recouvrir.

L'enjeu de la planification de trajectoires est de calculer les trajets permettant d'obtenir les formes de la pièce désirées tout en minimisant le coût de production. De plus, comme la dépose de composite est un procédé de fabrication par ajout de matière, l'orientation des trajectoires influe sur la résistance mécanique de la pièce finie. Généralement, le bureau d'étude, qui conçoit la pièce, spécifie une orientation de fibre particulière pour chaque couche du laminé (Figure 1-16) [Shirinzadeh04]. Du choix de ces orientations (généralement 0° , 90° , 45° ou -45°) dépend donc la qualité de la pièce finie. Un intervalle de tolérance sur la direction des centerlines est autorisé lors de la fabrication mais cette contrainte de direction reste très restrictive.

D'autres contraintes sont à prendre en compte lors du calcul des centerlines afin de respecter les exigences du bureau d'étude. Pour ne pas laisser d'espace dépourvus de carbone dans la pièce lors de sa fabrication, les bandes de carbone (ou les groupes de fibres) doivent théoriquement être déposées les unes à côté des autres sans laisser d'espaces non recouverts (Figure 1-16) [Land96]. De même, les bandes ne doivent pas se recouvrir sous peine de créer une surépaisseur de carbone non désirée sur la pièce. Dans la pratique, le recouvrement entre deux bandes est interdit alors qu'un jeu de faible valeur est autorisé [Shirinzadeh07]. Ce

paramètre, nommé espacement, constitue donc une deuxième contrainte à respecter lors de la génération des trajectoires.

La troisième contrainte importante s'appelle le steering. Dans le cas d'une dépose de composite sur un plan, le steering représente la capacité limitée du matériau à être déposé suivant une trajectoire circulaire. Si le rayon du cercle est trop petit, le composite a tendance à plisser et à créer un défaut (Figure 1-17). Cette contrainte existe à la fois en drapage de bandes et en placement de fibres même si celle-ci est moins contraignante dans le cas des fibres du fait de la largeur plus faible des fibres.

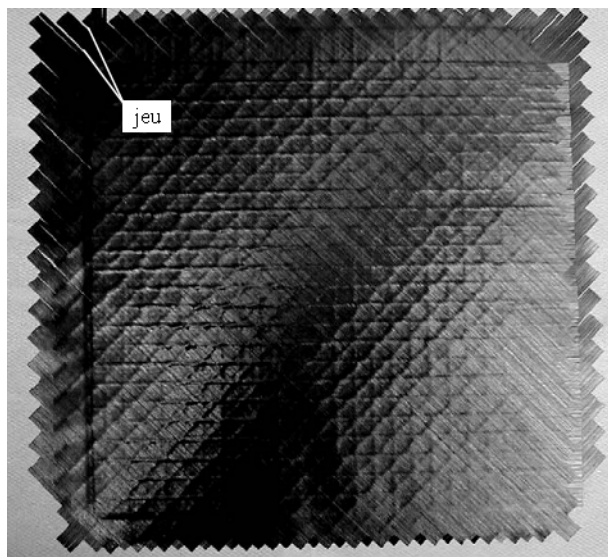


Figure 1-16 : pièce plane drapée avec les 4 orientations de pli (0, 90, -45, 45°). On observe du jeu sur les bords des plis [Shirinzadeh04].

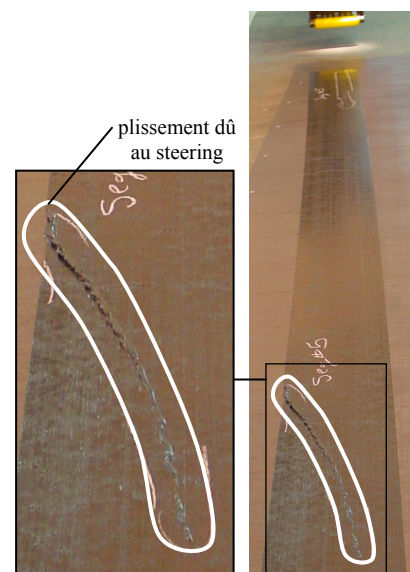


Figure 1-17 : défaut dû au steering de la bande.

Généralement, il est impossible de couvrir la surface des pièces à produire avec des bandes entières car elles possèdent une courbure Gaussienne non nulle.

Afin de respecter les trois contraintes, notamment la contrainte de direction, on est amené à déposer des bandes non parallèles et donc à les refendre. Or, cette action de découpe induit un ralentissement et est donc néfaste à la productivité. De plus, les découpes sont également néfastes à la qualité car elles créent des zones d'amorce de rupture qui fragilisent la pièce. Il se pose alors le problème de trouver l'ensemble des trajectoires de dépose permettant de minimiser le nombre de découpes, tout en garantissant le respect des trois contraintes d'espacement, de steering et de direction. La pratique montre que la construction de trajectoires supprimant le steering (courbes géodésiques) ou respectant exactement la

direction nominale (courbes à direction constante) ne permettent pas de réduire le nombre de découpes, car ces courbes sont géométriquement trop contraignantes. Il est alors intéressant de profiter des intervalles de tolérances associés aux trois contraintes pour proposer une nouvelle typologie de courbes minimisant le nombre de découpes.

3.2. Comportement cinématique des machines-outils de dépose

Ce paragraphe s'intéresse au calcul de l'orientation du rouleau de dépose dans l'Espace Pièce et au calcul des consignes des axes rotatifs de la machine dans l'Espace Machine. En effet, l'évolution de l'orientation de l'outil au cours du trajet sollicite généralement fortement les capacités cinématiques de la machine. En effet, les variations d'orientation génèrent de grands mouvements des axes rotatifs ce qui peut conduire à des ralentissements.

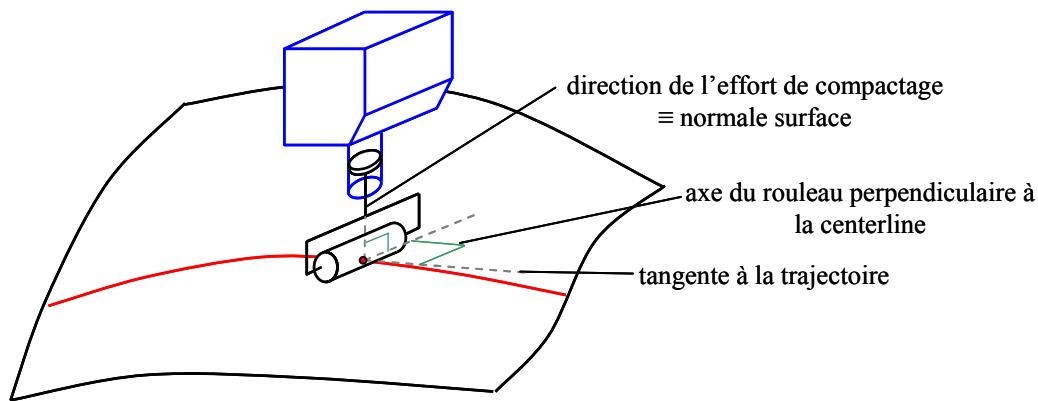


Figure 1-18 : direction de l'effort de compactage normale à la surface.

Afin de positionner correctement la bande de composite sur la surface, l'axe du rouleau de dépose doit être orienté perpendiculairement à la tangente à la centerline (Figure 1-18). Pendant la dépose, un effort de compactage est nécessaire pour déformer le rouleau sur la surface à recouvrir et ainsi plaquer la bande de carbone sur la surface. Cet effort est généré par un vérin pneumatique. Afin de maximiser l'effort de compactage transmis à la surface, il convient d'orienter au mieux l'axe du vérin par rapport à la surface. La solution la plus simple est d'orienter l'axe du vérin, nommé "axe outil" par la suite, suivant la normale à la surface au point de contact [Shirinzadeh04] (Figure 1-18). Il est toutefois possible d'orienter différemment l'axe outil afin que le rouleau épouse mieux la surface lors de sa déformation car la normale à la surface n'est pas constante dans le plan perpendiculaire à la tangente à la trajectoire. Finalement, l'orientation complète de la tête de dépose en chaque point de la trajectoire est donc définie par deux vecteurs pouvant être dans des cas simples la tangente à la trajectoire et la normale à la surface. Les logiciels FAO calculent alors ces deux vecteurs

pour tous les points de la trajectoire préalablement définis lors de l'étape de planification de trajectoires. Dès lors, le programme dans l'Espace Pièce est calculé et doit être interprété par la CN pour calculer les consignes des axes.

Pendant la dépose en temps réel, des ralentissements peuvent apparaître du fait de l'inadéquation entre la trajectoire calculée par la FAO et le comportement cinématique de la machine de dépose. Ces ralentissements induisent aussi des perturbations au niveau de la dépose de la bande et du traitement de la découpe. En effet, les trajectoires de dépose de composite générées par les logiciels de CFAO actuels dédiés à la dépose tels que le logiciel TapeLay peuvent être perturbées par les éléments suivants :

- une répartition hétérogène des points le long de la trajectoire ;
- des oscillations sur les vecteurs définissant l'orientation de la tête de dépose ;
- des discontinuités en tangence et en courbure de l'orientation de la tête engendrées par la présence de zones de renforts sur la pièce appelées "pyramides" ;
- des points doubles qui sont des points de passage superposés ayant des orientations de la tête de dépose différentes.

Ces perturbations, que l'on retrouve dans le cas des machines d'usinage, sont néfastes à la productivité et à la qualité. Afin d'améliorer le suivi de trajectoires et d'éviter les ralentissements, il est alors nécessaire de procéder à un lissage de la trajectoire. Cette problématique du lissage a été largement traitée dans le domaine de l'usinage 5 axes [Erkorkmaz01] [Ho03] [Pateloup05] [Castagnetti07] [Pechard09]. Le lissage consiste à modifier l'orientation de l'outil afin de rendre son évolution le long de la trajectoire plus lisse : par exemple des méthodes sont développées afin de supprimer les discontinuités en tangence et en courbure ainsi que les oscillations qui ralentissent la machine. Cependant le lissage introduit une erreur sur l'orientation qui peut se traduire par une perte de qualité. Un des enjeux important du lissage est donc le contrôle de cette erreur. Dans le cas de la dépose de composite, une variation de l'orientation du rouleau par rapport à l'orientation théorique est possible sans engendrer de perte de qualité grâce à la déformabilité de l'organe effecteur. Dans la suite de nos travaux cette erreur admissible sera quantifiée et modélisée géométriquement sous la forme d'un Domaine d'Orientation Admissible [Castagnetti08].

Nous nous appuyons sur l'hypothèse faite par Castagnetti dans le cas de l'usinage 5 axes qui est que le lissage dans l'Espace Machine – c'est-à-dire directement des consignes articulaires – est plus efficace que le lissage de l'orientation de l'outil dans l'Espace Pièce.

Dans le cadre de cette thèse nous proposons donc des méthodes de lissage de trajectoires de dépose de composite dans l'Espace Machine avec un contrôle de l'erreur.

Le lissage étant effectué dans l'Espace Machine, le Modèle Géométrique Inverse (MGI) doit être utilisé pour calculer les consignes articulaires de la machine à partir du programme décrit dans l'Espace Pièce. Dans le cas d'une machine de drapage 5 axes, ce calcul est directe c'est-à-dire qu'une unique combinaison des consignes articulaires des axes rotatifs permet d'atteindre une orientation de l'outil définie dans l'Espace Pièce. Cependant, dans le cas de la machine Atlas de placement de fibres de Forest-Liné, l'ajout de l'axe externe B rend l'architecture de la machine redondante ce qui supprime l'unicité de la solution donnée par le MGI. Dans ce cas, le calcul de la meilleure solution (appelée résolution de la redondance) passe par une méthode d'optimisation des consignes articulaires. Ainsi, une méthode globale de calcul des consignes articulaires associant un lissage de la trajectoire à une gestion de la redondance permet de répondre à l'objectif d'amélioration du comportement cinématique de la machine pour accroître la productivité.

3.3. Objectifs des travaux

Bien qu'existant depuis la fin des années 1960, les procédés de dépose automatique de composite que sont le drapage de bandes et le placement de fibres souffrent encore de coûts de production élevés et de son manque de maturité. En effet, à l'heure actuelle la programmation en FAO des procédés de dépose est difficile. Bien que des logiciels de CFAO dédiés à la dépose existent, des améliorations sont nécessaires afin de proposer des parcours permettant d'augmenter la productivité et la qualité.

Ainsi, nos travaux ont pour but d'améliorer la productivité de la dépose de composite de manière à mieux industrialiser ce processus. Pour cela, nous proposons une approche originale basée sur la modélisation des activités de planification et de suivi de la trajectoire. Le problème est alors proche des problèmes de calcul de trajectoires d'usinage précédemment abordés au LaMI. Il porte sur l'optimisation du placement d'un système mécanique dans le cadre de la réalisation effective d'une tâche. L'étude montre que le verrou se situe dans la résolution du problème de manière procédurale et dans la formalisation de ce problème sous la forme d'un problème d'optimisation sous contraintes. L'idée est alors d'utiliser au mieux les intervalles de tolérance admis par le produit, le procédé et le matériau pour calculer une trajectoire plus productive, tant au niveau de la planification que du suivi de la trajectoire.

Ainsi, modifier l'approche et la résolution mathématique du problème en prenant en compte l'ensemble des paramètres du procédé est un facteur important de gain de performance.

La première activité de la génération de trajectoires est la planification de trajectoires. La difficulté concerne le respect des trois contraintes imposées par le procédé et le matériau de direction de fibres, d'espacement et de steering. En profitant des intervalles de tolérance autorisés par le bureau d'étude, nous proposons au Chapitre 2 des méthodes de planification de trajectoires permettant de gagner en productivité et en qualité en minimisant les découpes. Le critère à minimiser ici est le nombre de découpes car elles ralentissent la dépose et créent des zones dépourvues de carbone qui sont des zones d'amorce de rupture. La méthode employée s'appuie sur une expression géométrique des trois contraintes. Ensuite, un format de courbe adaptée à la vérification des contraintes est choisi suite à une étude bibliographique des méthodes de planification de trajectoires proposées en usinage, peinture par projection et dépose de composite. La méthode proposée consiste alors à calculer une courbe de référence et des courbes parallèles à cette courbe qui permettent de couvrir au mieux – c'est-à-dire en minimisant les découpes – la surface du moule. Cette méthode permet ainsi de calculer des trajectoires sur des surfaces complexes en respectant les contraintes spécifiques des procédés de dépose ce qui en fait son intérêt. Un calcul analytique basé sur les directions des courbes parallèles permet d'optimiser la direction de la courbe de référence.

La problématique du lissage des trajectoires de drapage est abordée au 0. Les logiciels de CFAO actuels dédiés à la dépose permettent de calculer l'orientation théorique de la tête de dépose le long de la trajectoire. Cette orientation théorique peut être modifiée afin de prendre en compte la géométrie de la surface et ainsi améliorer le compactage du composite. De plus, l'évolution de cette orientation subit des perturbations dues à la géométrie complexe des surfaces à recouvrir ainsi qu'à des erreurs de calcul dues à des approximations. Ainsi, la trajectoire calculée dans l'Espace Pièce n'est pas optimale d'un point de vue cinématique. L'objectif est donc de modifier la trajectoire afin d'améliorer son suivi et ainsi de gagner du temps. Dans un premier temps, nous utilisons le concept du DOA (Domaine d'Orientation Admissible) afin de modéliser géométriquement l'erreur d'orientation maximale n'engendrant pas de défauts sur la pièce. Ensuite, des méthodes de lissage dans l'Espace Machine sont proposées. Deux familles de méthodes – l'une basée sur des courbes Bspline, l'autre sur l'utilisation d'un filtre passe-bas – sont comparées et testées lors d'essais de drapage réels.

Le lissage de trajectoires est également pertinent dans le cas du placement de fibres. Cependant, la machine considérée possédant un degré de redondance supplémentaire, le

lissage des axes rotatifs s'avère insuffisant pour calculer les consignes articulaires optimales du point de vue cinématique. Une approche globale intégrant à la fois un lissage des axes rotatifs ainsi qu'une méthode de gestion de la redondance est proposée au Chapitre 4. Un calcul d'optimisation sous contraintes est mené. Il permet de calculer la consigne de l'axe externe qui, associée à lissage des autres axes rotatifs, permet de minimiser un critère cinématique représentant le temps de dépose. Notons que la méthode de lissage choisie est la méthode par filtrage déjà utilisée en drapage.

Dans le cadre du projet Fermat, un logiciel de FAO prototype appelé Fermat Prototype a été développé au LaMI afin d'intégrer nos méthodes d'optimisation des trajectoires. Fermat Prototype permet de programmer complètement les trajectoires de pièces aéronautiques. Une application de planification de trajectoires de placement de fibres est présentée au Chapitre 2. Les étapes de post-processing et de simulation sont présentées au Chapitre 4.

Chapitre 2 Planification de trajectoires de dépose de composite

Les procédés de dépose de composite consistent à couvrir avec des bandes ou des fibres de composite des pièces aéronautiques de grandes dimensions. Pour cela, les bandes ou les groupes de fibres (ou nappes) de carbone sont positionnées sur la surface du moule par des courbes (ou centerlines) tracées sur la surface. Nous nous intéressons dans ce chapitre à la planification de trajectoires qui consiste à calculer ces courbes. Cette problématique de planification de trajectoires est traitée dans différents domaines tels que l'usinage à 5 axes. Cependant les contraintes de fabrication imposées par le procédé de dépose sont différentes de celles de l'usinage. Ces contraintes ont été identifiées au chapitre précédent : ce sont la direction, le steering et l'espacement.

Ce chapitre traite donc de la planification de trajectoires adaptées au procédé de dépose de composite qui consiste à calculer les positions successives du rouleau de dépose nécessaires à la couverture complète de la surface du moule. Nous verrons que pour couvrir entièrement la surface d'un moule, les découpes du matériau sont inévitables et que paradoxalement ces découpes sont néfastes à la qualité et à la productivité.

Dans le cadre de cette thèse, l'objectif est de calculer des courbes respectant les trois contraintes et non une seule comme dans le cas de la géodésique qui ne permet de respecter que le steering. L'intervalle autorisé par le bureau d'étude sur le paramètre de direction est alors utilisé pour réduire les découpes en assurant le respect du steering et de l'espacement.

Le choix de la géométrie des courbes définissant les trajectoires adaptées à la dépose de composite ainsi que leur format de description est présenté aux paragraphes 2.2 et 2.3. Ce choix s'appuie sur l'étude bibliographique des différents types de courbes utilisées en planification de trajectoires présentée au paragraphe 2.1 ainsi que sur les contraintes à respecter. En effet, dans les domaines de l'usinage, de la peinture par projection et de la dépose de composite, la planification de trajectoires doit répondre à l'objectif commun de calcul de courbes dans le but de couvrir une surface de façon optimale.

Nous proposons alors deux méthodes de planification de trajectoires au paragraphe 3. Ces méthodes conduisent à une optimisation de la direction des trajectoires permettant d'augmenter la productivité tout en respectant les contraintes de fabrication.

1. Formalisation géométrique des contraintes de construction des trajectoires

Le procédé de dépose de composite, le comportement du rouleau de dépose et les propriétés du matériau composite déposé imposent des contraintes aux trajectoires de dépose. Ces contraintes sont au nombre de trois. Le steering représente la limite de courbure que l'on peut imposer au matériau sans le faire plisser. L'espacement représente la distance entre deux bandes ou nappes successives. La contrainte de direction représente l'orientation que les fibres doivent respecter par rapport à la pièce afin d'assurer la rigidité de la pièce finie. Nous nous plaçons dans le cas de pièces multicouches dont chaque couche possède une direction constante à respecter car les pièces de fuselage respectent généralement cette caractéristique. Il existe d'autres méthodes de conception de stratifiés de composite mais quelque soit l'orientation des fibres imposée par le bureau d'étude, cette orientation doit être respectée lors de la fabrication. Cependant, quelque soit la méthode de conception des pièces, la contrainte de direction doit être vérifiée lors de la génération de trajectoires en FAO.

La problématique posée est l'intégration de ces contraintes dans le calcul de trajectoires afin d'obtenir des trajectoires adaptées au procédé de dépose. Comme les trajectoires sont des courbes tracées sur la surface à recouvrir, il convient d'exprimer ces contraintes sous forme géométrique.

1.1. Contrôle de la direction de dépose

Historiquement, les premiers composites multicouches ou stratifiés étaient composés de couches (ou plis) planes. Ainsi l'orientation ou la direction étaient définies pour l'ensemble du pli comme l'angle des fibres par rapport à une direction fixe. Avec l'apparition de pièces de formes complexes, cette notion de direction a donc évolué. Généralement, le choix de l'orientation des fibres permet de transférer les contraintes mécaniques auxquelles la pièce est soumise dans la direction des fibres [Brandmaier70].

Nous nous intéressons dans ce paragraphe aux différentes définitions de la direction de fibres proposées dans la littérature. Généralement, la direction peut être évaluée en tout point de la centerline et correspond à une mesure d'angle dans le plan tangent à la surface par rapport à un système d'axe lié à la surface nommée rosette.

Lopes traite le cas de plis plans mais dont la direction des fibres peut varier dans un même pli [Lopes08]. Permettre une variation de l'orientation des fibres dans un même pli peut

aboutir à une répartition des contraintes plus favorable et ainsi une amélioration des performances du stratifié [Setoodeh03]. Dans ce cas, Lopes définit la direction d'une fibre en un point donné comme l'angle entre la tangente à la fibre au point considéré et un vecteur constant appelé axe géométrique de la pièce. Dans le cadre de notre étude, deux différences apparaissent par rapport à ces travaux. Premièrement, nous traitons le cas de plis de forme complexe. Deuxièmement, dans un même pli la direction est égale à une valeur fixe (en général 0° , 90° , 45° ou -45°).

Blom traite le cas de la dépose sur un cylindre et sur un cône [Blom09] [Blom09b]. Dans ce cas, les plis ne sont plus plans mais les surfaces considérées sont des surfaces réglées dont la courbure Gaussienne est nulle. Sur le cône et le cylindre, la direction en un point est définie comme l'angle entre la tangente à la trajectoire en ce point et la génératrice de la surface passant par ce point (Figure 2-1). Notons que cette définition est équivalente à celle que nous retenons dans le cas des surfaces complexes.

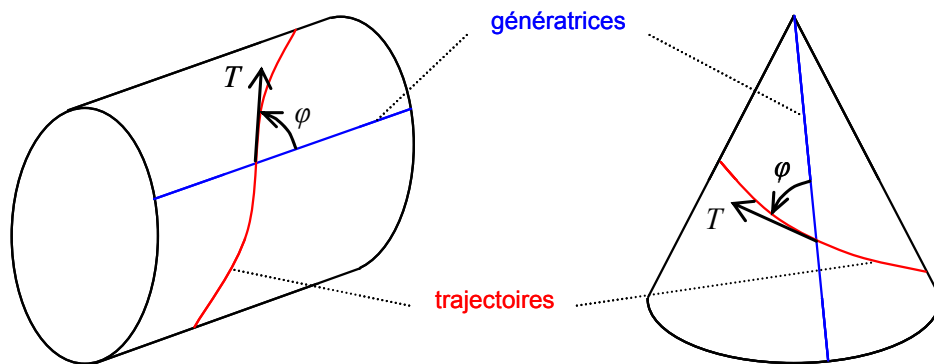


Figure 2-1 : direction ϕ sur un cône et un cylindre [Blom09] [Blom09b].

La dépose de composite sur surfaces complexes est traitée par Schueler [Schueler04]. Concernant la planification de trajectoire sur un pli entier, l'auteur distingue deux cas. Le premier cas correspond au premier pli dit pli à 0° où l'orientation des fibres est calculée de façon à annuler les contraintes de cisaillement dans la pièce. Le pli à 0° est alors composé de courbes directrices ("laminare family curves") calculées en fonction de la sollicitation mécanique de la pièce (Figure 2-2). Un groupe de courbes ("course") est ensuite constitué à l'aide d'une courbe directrice et des courbes parallèles qui lui sont associées pour la dépose de chaque fibre.

Le deuxième cas correspond aux plis suivants (Figure 2-3). Les courbes directrices sont ici calculées à partir des courbes du pli à 0° de la façon à former un angle θ (angle de direction du pli) avec les courbes du pli à 0° . Afin de contrôler la direction des fibres, une

nouvelle courbe directrice d'angle θ est créée quand la direction des parallèles a trop déviée. En effet, deux courbes parallèles n'ont pas une direction égale dans le cas général.

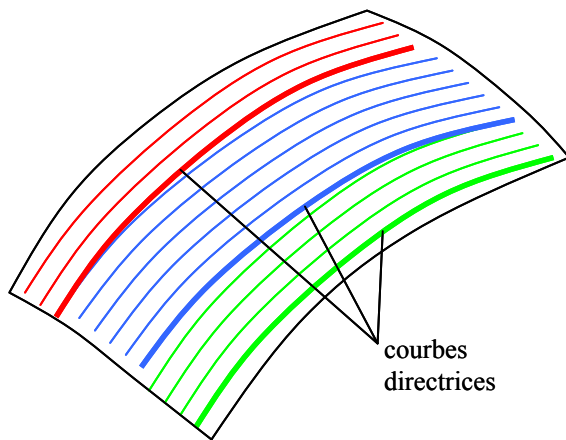


Figure 2-2: construction du pli à 0° à partir des courbes directrices et de leurs parallèles [Schueler04].

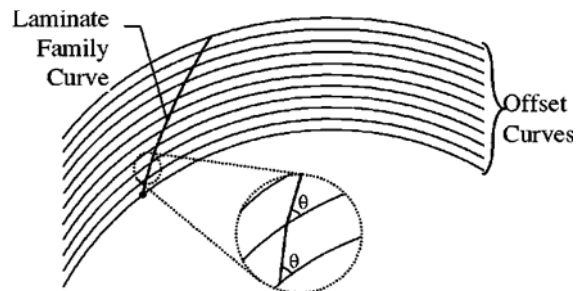


Figure 2-3 : calcul d'une courbe directrice d'angle θ à partir des courbes du pli à 0° [Schueler04].

Toutefois, la spécification de direction présentée par Schueler est différente de celle préconisée par un avionneur et rapportée par Roger dans un document technique [Roger03]. Cette spécification est adoptée dans la suite de l'étude. Ainsi, la direction en un point P de la courbe C tracée sur la surface S , est égale à l'angle entre la tangente à C en P projetée sur le plan tangent à S en P et la direction X de la rosette locale en P . La rosette locale est un repère orthonormé direct calculé à partir de la rosette globale (Figure 2-4). La rosette globale est également un repère orthonormé direct associé à une courbe guide optionnelle. Cette courbe guide permet de modifier la rosette globale dans le cas d'une surface en forme de tube par exemple.

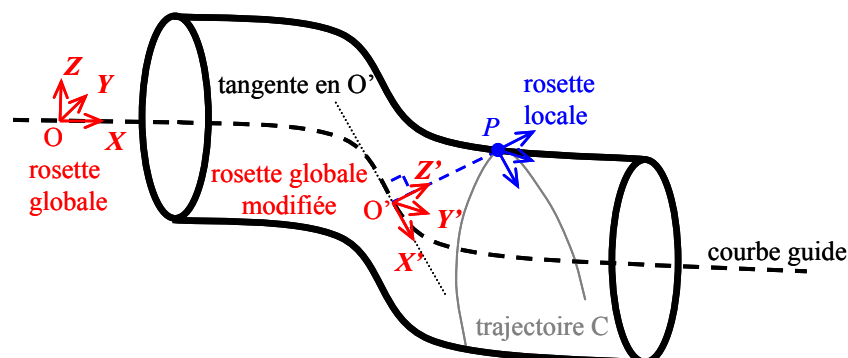


Figure 2-4 : algorithme de transfert de rosette [Roger03].

La méthode de calcul de la rosette globale ainsi que la méthode de calcul de la rosette locale dite de "transfert de rosette" sont présentées en ANNEXE 1.

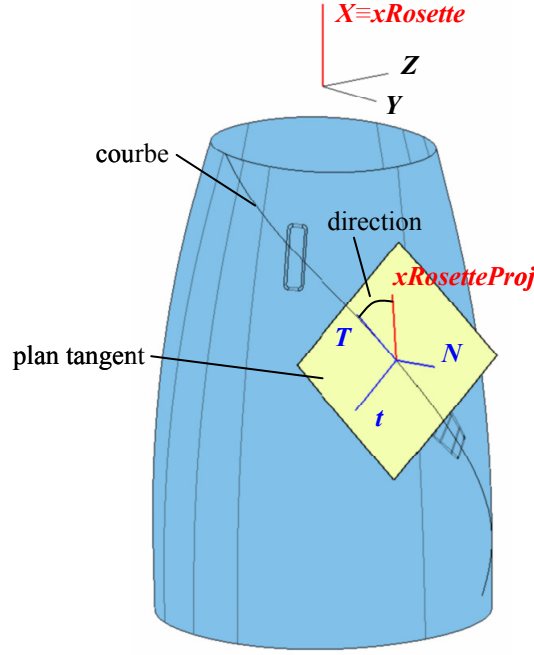


Figure 2-5 : définition de la direction d'une courbe sur une surface complexe.

Bien que les deux méthodes de transfert de rosette puissent être utilisées indifféremment l'une de l'autre, elles ne sont pas équivalentes ni en termes de temps de calcul ni en termes de résultat obtenu. Nous retenons la méthode de "transfert de rosette par projection" qui consiste à projeter l'axe X de la rosette sur la surface au point considéré car c'est la méthode qui minimise le nombre de transformations géométriques. Par la suite, la rosette représente uniquement ce vecteur X dit vecteur de direction nominale ($xRosette$) et non un trièdre (Figure 2-5).

Finalement dans nos travaux, la direction peut être définie comme l'angle entre la tangente à la courbe T et la projection du vecteur de direction nominale ($xRosetteProj$) dans le plan tangent à la surface au point considéré (Figure 2-5) :

$$direction = \text{angle}(T, N \wedge (xRosette \wedge N)) \quad 2-1$$

Avec (N, T, t) le trièdre de Darboux au point considéré d'une nappe paramétrée régulière de l'espace euclidien orienté à trois dimensions, de paramétrage donné par la fonction $M(u, v)$ de R^2 dans E . La courbe tracée sur la surface est paramétrée par l'abscisse curviligne sous la forme d'une fonction $P(s)$.

$$N = \left(\frac{\partial M}{\partial u} \wedge \frac{\partial M}{\partial v} \right) / \left\| \frac{\partial M}{\partial u} \wedge \frac{\partial M}{\partial v} \right\| : \text{vecteur normal unitaire.} \quad 2-2$$

$$\mathbf{T} = \frac{d\mathbf{P}}{ds} : \text{vecteur tangent unitaire.} \quad 2-3$$

$$\mathbf{t} = \mathbf{N} \wedge \mathbf{T} : \text{vecteur normal géodésique.} \quad 2-4$$

Maintenant que la notion de direction de courbes sur surface complexe est définie, il reste à préciser quel est l'intervalle de tolérance autorisé sur cette contrainte de direction. D'après Schueler et Tomblin, l'Administration Fédérale de l'Aviation des Etats-Unis (FAA) préconise une erreur maximum de direction de $1,2^\circ$ par rapport à la direction de fibre nominale pour la fabrication de pièces destinées à des essais mécaniques [Tomblin01]. La pratique courante fixe l'erreur maximum à 2° . Dans le cadre du Projet Fermat, la limite est fixée à 3° . Ainsi, la direction d'une courbe est dite valide si la direction de l'ensemble des points de la courbe est égale à la direction nominale (notée $dirNom$) plus ou moins 3° . Les exemples traités dans cette thèse le sont avec $dirNom = \pm 45^\circ$.

1.2. Prise en compte du steering

Le steering est la contrainte qui impose de produire les pièces à forte courbure Gaussienne par le procédé de placement de fibres et non en drapage [Shirinzadeh04]. Lopes et Blom font référence au steering en employant l'expression "turning radius" soit rayon de braquage [Lopes08] [Blom09] [Blom09b]. Sur une surface plane le steering représente donc la capacité limitée d'une bande de composite à se déformer pour faire un arc de cercle. La conséquence d'un steering trop faible est un plissement de la bande ou l'apparition de cloques qui consistent en un décollement local de la bande [Land96] (Figure 2-6).

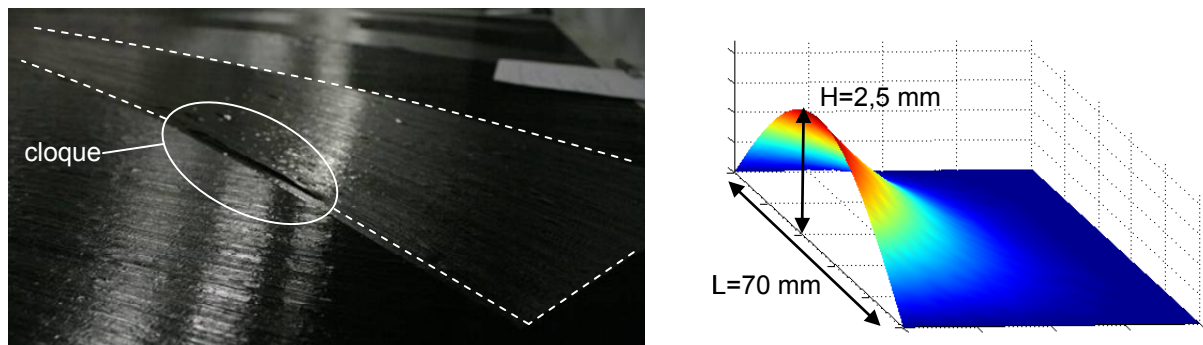


Figure 2-6 : à gauche, apparition d'une cloque lors de la dépose d'une bande [Cano09b].
À droite, modélisation du phénomène [Cano09].

Dans la littérature, la définition du steering sur une surface complexe n'est pas toujours précisément énoncée. Ainsi, dans le cas de surfaces réglées, Blom fait référence au rayon de courbure comme étant l'inverse du vecteur représentant la courbure κ projeté sur \mathbf{t} [Blom09] :

$$\kappa = \frac{d\mathbf{T}}{ds} = \frac{d\mathbf{T}}{ds} \cdot \mathbf{t} + \frac{d\mathbf{T}}{ds} \cdot \mathbf{N} = \kappa_g \cdot \mathbf{t} + \frac{d\mathbf{T}}{ds} \cdot \mathbf{N} \quad 2-5$$

Le steering vaut alors $1/\kappa_g$.

Shirinzadeh introduit la largeur de la bande dans la notion de steering [Shirinzadeh07]. En effet, pour un même rayon de courbure, plus la bande est large plus les contraintes de compression dans la bande à l'origine du décollement sont importantes. Shirinzadeh définit le steering en un point d'une courbe tracée sur une surface comme le quotient de la largeur de la bande par le rayon de courbure de la courbe projetée sur le plan tangent de la surface au point considéré (Figure 2-7). Flory affirme également que le rayon de courbure minimum acceptable augmente linéairement avec la largeur de la bande [Flory94].

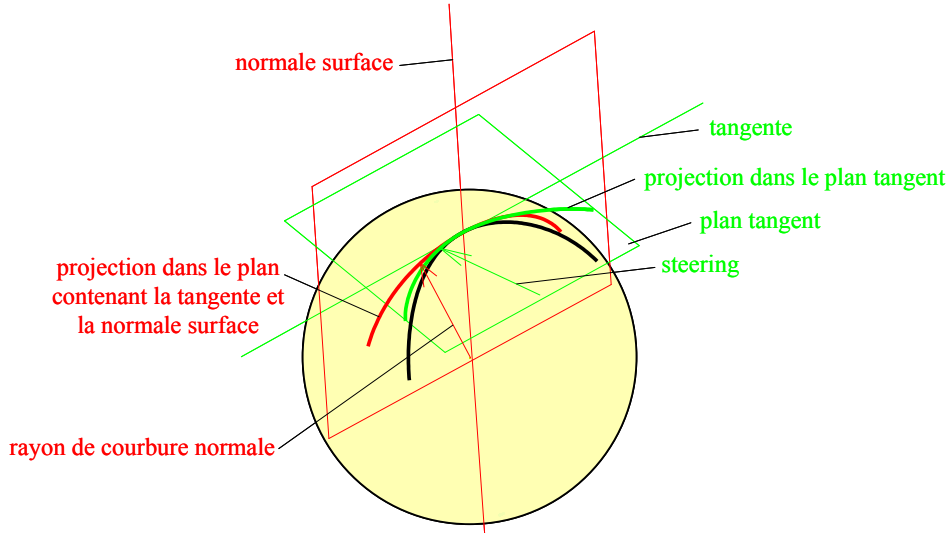


Figure 2-7 : définition du steering d'une courbe (en noir) tracée sur une sphère

Finalement, pour une largeur de bande donnée, nous définissons le steering en un point d'une courbe comme le rayon de courbure géodésique de la courbe en ce point. Notons que le rayon de courbure géodésique est aussi égal au rayon de courbure de la courbe projetée dans le plan tangent.

$$steering = \left(\frac{d\mathbf{T}}{ds} \cdot \mathbf{t} \right)^{-1} \quad 2-6$$

Le steering d'une courbe sera dit valide si en tout point de cette courbe le rayon de courbure géodésique est supérieur à un rayon limite appelé *steeringRef* dépendant de la largeur de la bande. Après la formalisation du steering sous forme géométrique, il reste à définir la valeur du steering limite.

Dans le cadre du projet Fermat, Cano a mené une campagne d'essais de drapage de bandes sur une surface plane visant à déterminer les paramètres influant sur l'apparition des cloques (Figure 2-6) [Cano09b]. Il ressort de ses essais que l'apparition des défauts est minimisée avec la diminution de la vitesse de dépose, l'augmentation du rayon de courbure de la trajectoire, l'augmentation de l'effort de compactage, l'augmentation de la puissance de chauffe et donc du collant de la résine. Ainsi un point de fonctionnement optimal a été déterminé pour un effort de compactage de 2000 N, une vitesse de dépose de 12 m/min et un matériau chauffé à 32°. Dans ce cas, un groupe de 32 fibres de 6,35 mm de large a pu être déposé avec un rayon de 1500 mm sans apparition de cloques ce qui porte le seuil d'apparition des défauts à 235 fois la largeur de fibre.

Schueler considère que le rayon de courbure minimal devant être respecté en tout point de chaque courbe de posage afin d'éviter le plissement du matériau lors de la dépose est de 180 fois la largeur de la fibre soit 635 mm pour une fibre de 3,5 mm de large [Tomblin01] [Schueler04]. La largeur de fibre considérée dans l'étude varie de 2,5 à 6,35 mm. Cependant, l'exemple traité le plus contraignant considère une largeur de fibre de 6,35 mm associée à un rayon de courbure de 635 mm ce qui repousse le seuil limite d'apparition du plissement à 100 fois la largeur de la fibre.

Foong préconise de respecter un steering limite de 600 mm pour une largeur de fibre de 3,175 mm dans le cas du placement de fibres robotisé [Foong02]. Le seuil limite d'apparition du plissement correspond donc à 189 fois la largeur de la fibre. Blom cite les spécifications d'une machine de placement de fibres Viper développée par Cincinnati Milacron pour laquelle le rayon de courbure limite est fixé à 635 mm [Blom09]. Cette machine utilise 24 fibres de 3,175 mm de large. On retrouve cette valeur de rayon de courbure de 635 mm dans les travaux de Nagendra [Nagendra95].

Dans le cadre de nos travaux, nous utiliserons la valeur seuil (notée *steeringRef*) de 3 m en placement de fibres de 6,35 mm de large, soit un ratio d'environ 470 entre le rayon de courbure minimum et la largeur de la fibre. Lors des essais menés par Cano, le seuil a été abaissé à 1,5 m mais cela a nécessité la réduction de la vitesse d'avance donc de la productivité. En condition d'utilisation normale, la vitesse d'avance peut atteindre 45 m/min ce qui explique l'augmentation du seuil. En drapage de bandes, le seuil retenu est de 150 m pour des bandes de 150 mm de large.

1.3. Contrôle de l'espacement entre bandes

L'espacement correspond à la distance entre deux bandes successives en drapage et entre deux nappes (groupes de fibres) en placement de fibres. En effet, l'espacement entre deux fibres d'une même nappe est théoriquement nul car les fibres sont guidées les unes par rapport aux autres. L'espace entre les bandes est comblé lors de la cuisson par de la résine mais la rigidité de la pièce s'en trouve malgré tout diminuée. L'espacement est appelé jeu si il est positif et recouvrement si il est négatif.

Géométriquement, l'espacement entre deux bandes ou deux nappes en un point correspond à la distance géodésique entre les deux bandes en ce point. Autrement dit, l'espacement correspond à la distance géodésique entre deux centerlines successives moins la largeur d'une bande (Figure 2-8).

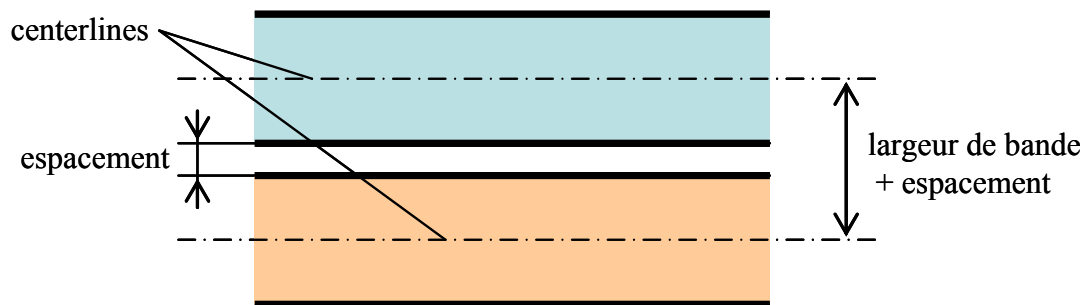


Figure 2-8 : définition de l'espacement entre 2 bandes ou 2 nappes.

En placement de fibres robotisé, les jeux et les recouvrements sont théoriquement proscrits [Shirinzadeh07]. Cependant Shirinzadeh, annonce qu'un espacement de 0,5 mm est toléré puisque cette valeur est comprise dans les tolérances de fabrication. D'après Land, la société Northrop Grumman dont les activités sont liées au secteur de la défense préconise des espacements maximaux de 1/10" soit 2,54 mm, si ils ne sont pas alignés [Land96].

Dans la suite de nos travaux nous considérons un espacement maximal autorisé entre deux bandes de 2,5 mm, le recouvrement étant interdit.

Finalement, le Tableau 2-1 récapitule les limites autorisées des contraintes de direction, steering et espacement considérées dans le cadre de nos travaux.

Direction	$= dirNom \pm 3^\circ$
Steering	≥ 3 m en placement de fibres de 6,35 mm de large ≥ 150 m en drapage de bandes de 150 mm de large
Espacement	≥ 0 mm et $\leq 2,5$ mm

Tableau 2-1 : limites autorisées des contraintes de direction, steering et espacement.

2. Planification de trajectoires adaptées à la couverture de surface

L'enjeu est de définir des courbes adaptées à la génération de trajectoires de dépose de composite. En effet, les courbes utilisées traditionnellement en CAO ne permettent pas de satisfaire directement les trois contraintes précédemment étudiées. Le problème est alors d'identifier le modèle de courbe le moins pénalisant vis-à-vis des contraintes, voire de proposer un nouveau type de courbe. La Figure 2-9 montre par exemple qu'une courbe géodésique permet d'obtenir un steering infini mais ne respecte pas la direction. En effet la courbe géodésique 1 s'écarte de la courbe à direction constante. On voit également qu'une courbe parallèle à une géodésique respecte le paramètre d'espacement mais peut créer du steering. En effet, la courbe parallèle à la géodésique 1 diffère de la courbe géodésique 2.

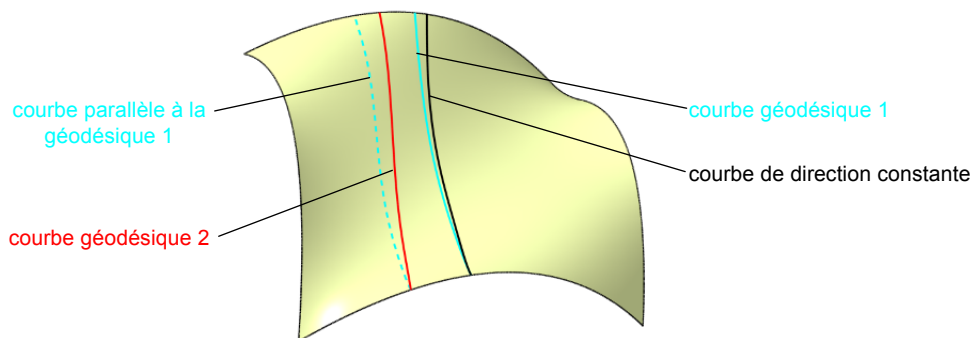


Figure 2-9 : exemples de courbes géodésiques, parallèles et de direction constante.

Le second problème concerne les méthodes de calcul associées. L'identification du meilleur type de courbe passe par une large étude bibliographique sur le choix du type de trajectoires en usinage, peinture par projection et dépose de composite.

2.1. Etude bibliographique des méthodes de planification de trajectoires

Les courbes définissant les trajectoires peuvent être calculées selon deux méthodes. La première méthode consiste à calculer une première courbe nommée courbe de référence puis d'utiliser cette courbe afin de calculer l'ensemble des autres courbes nécessaires à la couverture complète de la surface. Dans ce cas, se pose le problème du choix d'une méthode de propagation de ces courbes sur la surface.

La deuxième méthode consiste à calculer directement l'ensemble des courbes : dans ce cas, toutes les courbes sont considérées comme étant des courbes de référence.

2.1.1. Planification de trajectoires d'usinage

En usinage, différents types de courbes sont utilisées pour générer des trajectoires. Les contraintes principales dans ce cas sont le contrôle de la hauteur de crête en usinage de finition et la diminution de la longueur du trajet.

Deux types de courbes ont été utilisés historiquement du fait de leur simplicité de calcul : les courbes iso-paramétriques [Dragomatz97] [Lo00] et les courbes obtenues par intersection avec des plans parallèles [Chen93].

Les courbes iso-paramétriques ne peuvent pas être utilisées en planification de trajectoires pour la dépose de composite car elles provoqueraient des recouvrements ou des jeux entre les bandes [Cassidy03]. En effet, la distance entre deux iso-paramétriques n'est pas constante dans le cas général.

Les courbes obtenues par intersection avec des plans parallèles sont largement utilisées industriellement car elles permettent en particulier l'aboutissement du calcul du trajet d'usinage sans zones non usinées. Cette stratégie est fiable mais n'est pas optimale en termes de vitesse de couverture [Duc98]. Le choix de l'orientation des plans d'intersection peut permettre de minimiser un critère géométrique comme la hauteur de crête maximale. Smith propose ainsi de choisir des plans perpendiculaires à une direction qui maximise, sur toute la surface, l'angle entre cette direction et le vecteur normale à la surface [Smith02]. Pour cela la Gauss Map symétrisée est utilisée. La Gauss Map associée à une surface S est une sphère unité sur laquelle sont tracées des points dont les coordonnées sont égales aux coordonnées du vecteur normal à la surface N de tous les points de S . La Gauss Map symétrisée est en plus composée de points dont les coordonnées sont égales à celles de $-N$. En général l'ensemble de ces points forment une zone $\Omega \subseteq S$. Le centre du plus grand cercle inscrit dans la zone complémentaire à Ω ($\Omega_C = S - \Omega$) donne la direction optimale des plans cherchée.

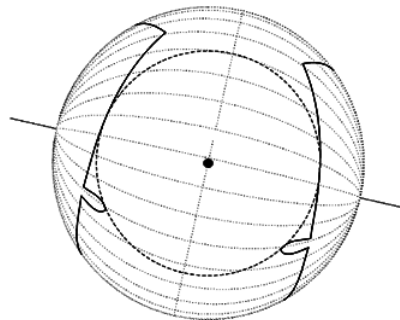


Figure 2-10 : Gauss Map symétrisée de la surface #2. En noir Ω , en pointillés le plus grand cercle inscrit à Ω_C ; le centre du cercle définit l'orientation optimale [Smith02].

$$\begin{bmatrix} (0;0;1,65) & (1;0;3,05) & (2;0;3,05) & (3;0;2,05) \\ (0;1;3,05) & (1;1;0) & (2;1;4,1) & (3;1;3,05) \\ (0;2;3,05) & (1;2;4,1) & (2;2;0) & (3;2;3,05) \\ (0;3;2,05) & (1;3;3,05) & (2;3;3,05) & (3;3;1,65) \end{bmatrix}$$

Tableau 2-2 : pôles de la surface #2.

Smith traite l'exemple d'une surface de Bézier bi-cubique dite surface #2 dont les points de contrôle sont définis Tableau 2-2. Avec un même espacement entre les plans, la méthode proposée permet de réduire la hauteur de crête maximale et d'améliorer la qualité (Figure 2-10). Cette méthode d'optimisation de l'orientation de la trajectoire est comparable avec la méthode de planification de trajectoire développée dans le cadre de nos travaux. Cependant l'orientation des trajectoires d'usinage n'influe pas sur la qualité des pièces alors que l'orientation des trajectoires de dépose est contrainte par la direction du pli à respecter. Cette méthode de planification de trajectoire est comparée avec une méthode de calcul de trajectoires de peinture par projection au paragraphe suivant.

Comme dans le cas des iso-paramétriques, l'utilisation de courbes obtenues par intersections avec des plans parallèles n'est pas envisageable en dépose de composite car en général l'espacement ne peut pas être contrôlé. Cependant, la première courbe de dépose peut être une courbe obtenue par intersection avec un plan. De plus, le choix de l'orientation des courbes se pose également en dépose de composite.

Les trajectoires iso-crête permettent de maintenir une hauteur de crête constante dans le cas d'un usinage de finition [Tournier02] [Kim07]. Ces trajectoires ne sont pas adaptées à la dépose de composite car elles peuvent conduire à des fortes courbures et même créer des boucles dans les trajets.

Finalement cette étude bibliographique montre que la plupart des méthodes de planification de trajectoires utilisées en usinage sont incompatibles avec les contraintes de la dépose de composite. C'est principalement la contrainte d'espacement constant entre les bandes qui ne peut être respectée.

Retenons cependant la possibilité de calculer la première trajectoire de dépose par intersection entre un plan et la surface de posage car l'algorithme est particulièrement simple.

2.1.2. Planification de trajectoires de peinture par projection

Dans le domaine de la peinture par projection, les trajectoires du robot sont calculées afin de répondre à l'exigence de couverture uniforme de la surface. Le parallèle peut donc être fait avec la dépose de composite puisque chaque couche doit être couverte non pas par de la peinture mais par des bandes de composite. Atkar propose des trajectoires de peinture par projection constituées d'une courbe de référence et de courbes parallèles à cette courbe [Atkar05]. L'objectif est de réduire le temps de cycle tout en économisant de la peinture. Atkar propose ainsi une méthode de calcul de la courbe de référence ("start curve") associée au calcul de l'espacement optimal entre les courbes parallèles.

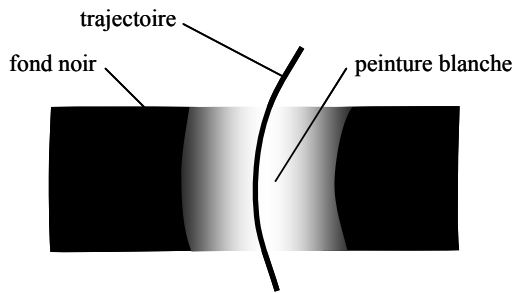


Figure 2-11 : un surplus de peinture est déposé du côté droit de la courbe [Atkar05].

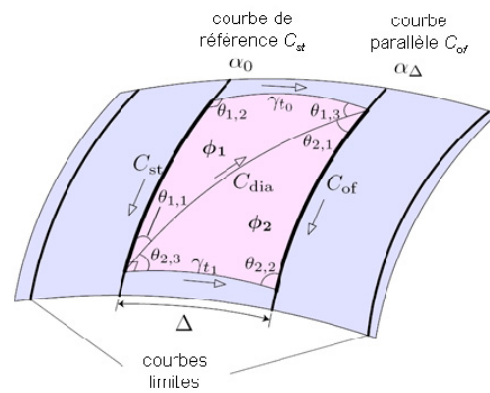


Figure 2-12 : application du théorème de Gauss-Bonnet à une région limitée par la courbe de référence et la courbe offset [Atkar05].

Afin d'assurer une dépose égale de peinture de chaque côté de la trajectoire, le pistolet doit suivre une courbe géodésique : la courbe de référence sera donc une géodésique. En effet, dans le cas d'une courbe ayant une courbure géodésique non nulle, un surplus de peinture est déposé du côté de la surface où se trouve le centre de courbure (Figure 2-11).

Le problème du choix de la courbe de référence se limite donc à l'orientation de la géodésique et à sa position par rapport aux bords de la surface à recouvrir. Afin de couvrir la surface le plus uniformément possible, il convient de minimiser la courbure géodésique des courbes parallèles. Pour cela, le choix d'une courbe géodésique comme courbe de référence est encore pertinent. En effet, la courbure géodésique d'une courbe parallèle à une géodésique est une fonction dépendant uniquement de la courbure Gaussienne de la surface. On considère une courbe de référence C_{st} tracée sur une région ϕ d'une surface C^3 continue et une courbe parallèle à C_{st} notée C_{of} (Figure 2-12).

L'auteur s'appuie alors sur le théorème de Gauss-Bonnet pour exprimer l'intégrale de la courbure géodésique le long de la courbe C_{of} en fonction de l'intégrale de la courbure Gaussienne de la surface et de l'intégrale de la courbure géodésique le long de la courbe C_{st} :

$$\int_{C_{of}} \kappa_g = \int_{\phi} K + \int_{C_{st}} \kappa_g \quad 2-7$$

Avec κ_g la courbure géodésique de la courbe et K la courbure Gaussienne.

Ainsi, plus la courbure Gaussienne de la surface est importante, plus les courbes parallèles ont une courbure géodésique importante. Afin de minimiser la courbure géodésique des parallèles, il convient que C_{st} soit une géodésique afin d'annuler le terme $\int_{C_{st}} \kappa_g$ et qu'elle divise la surface en deux zones telles que l'intégrale de la courbure Gaussienne sur chaque zone soit égale.

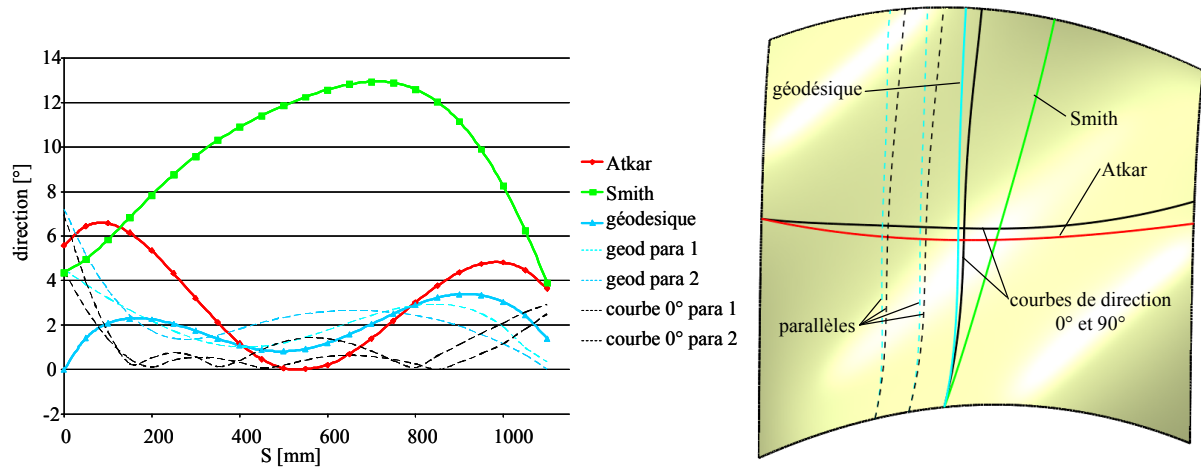


Figure 2-13 : direction des courbes proposées par Atkar (en rouge) et Smith (en vert) sur la surface #2 [Atkar05] [Smith02]. En noir, courbes de direction 0° et 90° ; en bleu, courbe géodésique ; en pointillés, courbes parallèles.

Atkar compare sa méthode à celle proposée par Smith sur la surface #2 (Figure 2-13). Les résultats montrent que la méthode d'Atkar permet d'améliorer l'uniformité de la peinture déposée et de réduire le nombre de changements de direction entre les passes élémentaires. Ceci s'explique par le fait que la méthode d'Atkar permet de minimiser le steering des courbes ce qui améliore l'uniformité de la couche de peinture. Cependant ni les courbes proposées par Atkar ni celles proposées par Smith ne sont pertinentes dans le cas de la dépose de composite car elles sont construites par intersection avec un plan et ne permettent pas de contrôler le paramètre de direction. La Figure 2-13 montre que la direction des courbes sort de l'intervalle autorisé de $\pm 3^\circ$. Les courbes respectant une direction constante de 0° et 90° sont données à titre de comparaison. Précisons que la courbe d'Atkar est reconstruite approximativement car

l'orientation exacte du plan servant à sa construction n'est pas donnée dans l'article. Une courbe géodésique dont la direction de départ est de 0° ainsi que deux parallèles à cette courbe sont aussi tracées. On constate que la direction de cette courbe dévie et dépasse les 3° .

2.1.3. Planification de trajectoires de dépose de composite

Dans le cadre de la dépose de composite, les courbes géodésiques sont largement utilisées pour définir les courbes de référence car elles conduisent à un steering nul de la première courbe tout en limitant le steering des courbes suivantes [Cassidy03] [Blom09]. Cependant, sur des pièces à double courbure de formes complexes, les géodésiques ne permettent pas en général de contrôler le paramètre de direction. D'autres types de courbes apparaissent alors dans la littérature.

Shirinzadeh propose d'utiliser une courbe obtenue par intersection de la surface à recouvrir avec un plan [Shirinzadeh07]. Cependant, nous avons vu au paragraphe précédent que dans le cas de surfaces complexes à forte courbure Gaussienne, de telles courbes conduisent à une déviation trop importante de la direction.

Lopes quant à lui traite le cas d'un pli plan et propose une courbe dont la direction peut varier entre deux bornes [Lopes08] (Figure 2-14). Il propose une méthode de calcul de trajectoire basée sur un modèle élément fini de prédiction des modes de défaillance afin de calculer l'orientation optimale des fibres en chaque point de la courbe.

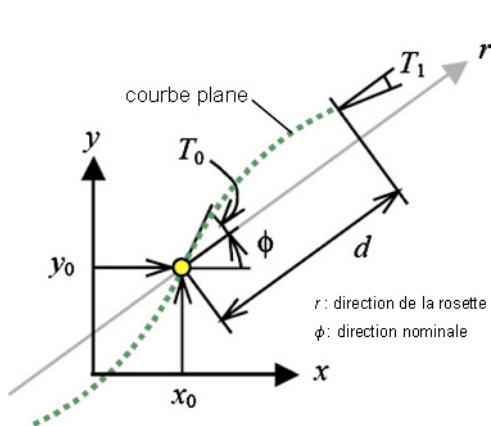


Figure 2-14 : courbe plane dont la direction varie entre $\phi+T_0$ et $\phi-T_1$ [Lopes08].

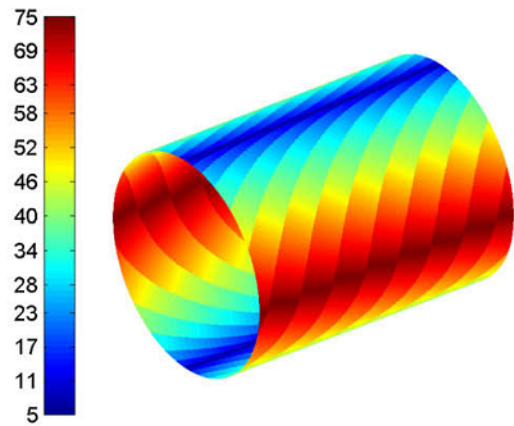


Figure 2-15 : fibres à direction constante par morceaux sur un cylindre [Blom09b].

Blom traite le cas de la dépose sur un cylindre et propose également une courbe dont la direction varie par morceaux afin de maintenir un steering constant par morceaux [Blom09b] (Figure 2-15). Mathématiquement, le calcul se fait par une approche analytique

car il traite le cas de surfaces canoniques. L'auteur propose une approche similaire dans le cas de la dépose sur un cône [Blom09]. Il propose alors trois autres types de courbes (Figure 2-16) : les courbes à courbure géodésique constante, les courbes dont la direction varie linéairement, les courbes à direction constante.

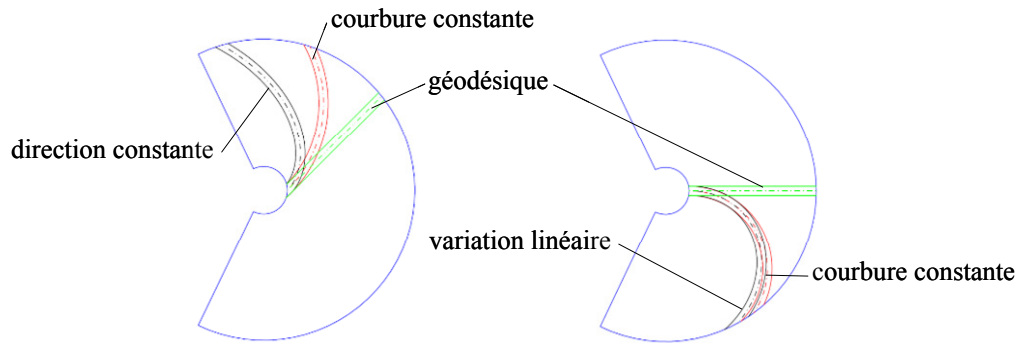


Figure 2-16 : courbes sur un cône. À gauche, géodésique (vert), direction constante (noir), courbure constante (rouge) ; à droite, géodésique (vert), variation linéaire (noir), courbure constante (rouge) [Blom09].

Parmi les courbes précédemment citées seules les courbes à variation linéaire de la direction, les courbes à direction constante et les courbes à direction variable sont adaptées au contrôle de la direction. Cependant ces courbes sont définies sur des surfaces réglées ce qui permet de proposer une approche analytique du problème impossible à mettre en œuvre dans le cas de surfaces complexes.

Suite au calcul de la courbe de référence, deux approches existent pour générer les courbes successives. Ces deux approches sont décrites par Schueler [Schueler04]. La première approche consiste à calculer une courbe de référence (de type géodésique par exemple) puis les courbes successives sous forme de courbes parallèles à la courbe de référence (Figure 2-17). Ainsi cette approche permet de minimiser les jeux ("gap") et les recouvrements ("overlap"). Cependant ceci entraîne une dérive de la direction incompatible avec les exigences de tenue de la pièce. En effet, même si la courbe de référence respecte la direction nominale préconisée par le bureau d'étude sur toute sa longueur, les directions des parallèles à cette courbe peuvent ne pas respecter la direction spécifiée. Le respect de la direction des fibres nécessite la création d'une nouvelle courbe directrice dès que la direction d'une fibre n'est plus respectée. Ainsi la découpe d'une ou plusieurs fibres est nécessaire lors de la création d'une nouvelle courbe de référence.

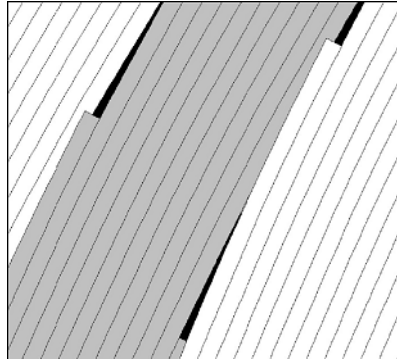


Figure 2-17 : jeux et recouvrements entre chaque groupe de fibres associés à une courbe directrice différente [Schueler04].

La deuxième approche tend à privilégier le respect de la direction. Dans ce cas chaque courbe est générée indépendamment de la courbe précédente de façon à respecter la direction. Cette approche nécessite des découpes fréquentes si les valeurs admissibles de recouvrement et de jeu sont faibles. L'inconvénient est que ces découpes nuisent à la rigidité de la pièce puisque les espaces non recouverts par le carbone sont comblés par la résine [Lopes08].

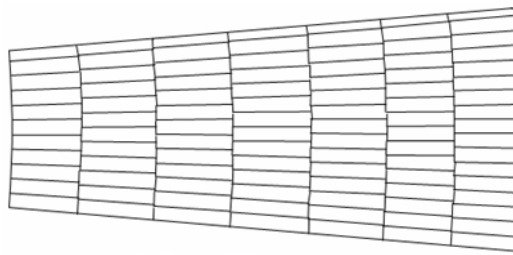


Figure 2-18 : utilisation de bandes courtes pour la dépose sur un cône [Favaloro07].

Favaloro traite le cas de la dépose sur un cône [Favaloro07]. Il propose une troisième approche permettant de respecter la direction tout en contrôlant l'espacement (Figure 2-18). Cette méthode consiste à couvrir la pièce section par section avec des bandes courtes. On passe d'une section à l'autre en ajoutant une bande supplémentaire. L'inconvénient majeur de cette méthode est qu'elle multiplie les découpes ce qui est néfaste à la résistance de la pièce et ce qui augmente considérablement le temps de dépose.

2.1.4. Conclusion

Dans notre étude, nous nous intéressons à la fabrication de pièces complexes telles que la partie avant d'un fuselage d'avion. Ce type de pièce présente des fortes variations de la courbure Gaussienne. Ainsi, il est impossible de couvrir l'ensemble de la pièce avec des groupes de fibres positionnées par des centerlines parallèles. En effet, ceci conduirait à une dérive de la direction. Cependant, le faible intervalle d'erreur laissé par la contrainte

d'espacement impose l'utilisation de courbes parallèles. En effet, cet intervalle d'erreur est nécessaire lors de la fabrication car la bande de carbone déposée n'occupe pas exactement la position programmée. Ceci est principalement dû à deux facteurs. Premièrement des tensions internes sont créées dans la bande lors de la déformation de celle-ci pour épouser la surface. Ainsi, après le passage du rouleau, l'effort de compactage cesse et les contraintes internes ont tendance à se relaxer ce qui peut conduire à une déformation de la bande si celle-ci n'est pas suffisamment collée à la couche précédente. La bande peut également se déplacer au moment du compactage car le rouleau est recouvert d'une gaine thermo-rétractable en fluoropolymère FEP qui limite le frottement avec le pré-imprégné. Ainsi la bande n'est guidée que partiellement par le rouleau.

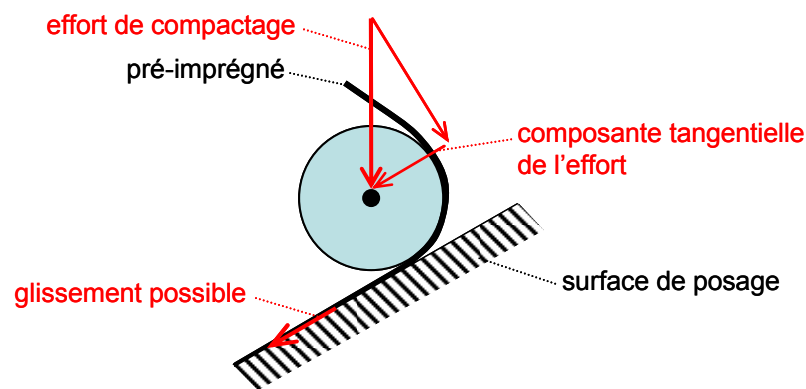


Figure 2-19 : composante de l'effort de compactage tangent à la trajectoire.

La deuxième cause apparaît principalement en drapage de bandes avec une machine à 5 axes qui ne permet pas dans le cas général d'imposer un effort de compactage orienté suivant la normale à la surface. Dans ce cas, l'effort de compactage possède une composante tangentielle à la trajectoire qui a tendance à faire glisser la bande (Figure 2-19).

Un autre point justifiant l'utilisation de courbes parallèles vient de la faible valeur de l'intervalle de tolérance de l'espacement (0 à 2,5 mm) comparé à la longueur des courbes de posage (jusqu'à à plusieurs mètres). Ainsi si deux courbes parallèles ne respectent pas la direction ou le steering, il est illusoire d'essayer de résoudre ce problème en agissant sur le paramètre d'espacement. Illustrons ceci par deux exemples.

Le premier exemple concerne l'utilisation du paramètre d'espacement pour modifier la direction. Considérons le cas d'une trajectoire rectiligne de longueur 1 m tracée sur une surface plane. Dans ce cas, comme le montre la Figure 2-20, l'utilisation de 2,5 mm d'espacement pour modifier la droite n'apporte une modification de la direction que de $\arctan(2,5/1000)$ soit $0,14^\circ$. Comparé à l'intervalle de tolérance de 6° sur la direction,

l'influence du paramètre d'espacement sur la direction est donc minime. Au mieux, l'utilisation du paramètre d'espacement pourrait corriger une déviation très locale de la direction, due par exemple au franchissement d'une pyramide.

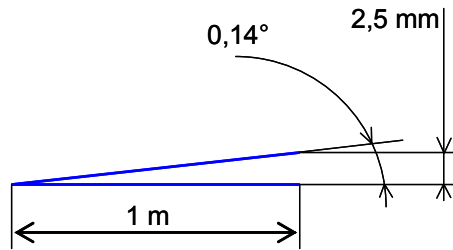


Figure 2-20 : utilisation de l'espacement pour modifier la direction.

Le deuxième exemple concerne l'utilisation du paramètre d'espacement pour modifier le steering. Considérons le cas d'une trajectoire circulaire de rayon 3 m et de longueur 1 m tracée sur une surface plane. Dans ce cas, comme le montre la Figure 2-21, l'utilisation des 2,5 mm d'espacement ne permet d'augmenter le rayon de la trajectoire que de 189 mm. L'influence du paramètre d'espacement sur le steering est donc très limitée. Comme pour la direction, l'utilisation du paramètre d'espacement ne pourrait corriger qu'une réduction très locale du steering.

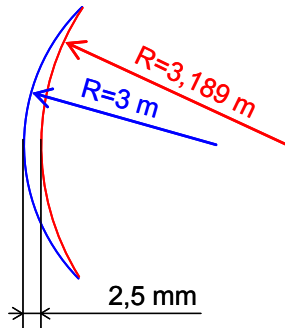


Figure 2-21 : utilisation de l'espacement pour modifier le steering.

Finalement, comme la faible valeur du paramètre d'espacement impose l'utilisation de courbes parallèles, la méthode retenue pour couvrir une surface complexe de placement de fibres est la première approche préconisée par Schueler. Cette approche consiste à calculer une courbe de référence (dont le type sera choisi au paragraphe 2.3) puis de calculer les courbes suivantes sous forme de courbes parallèles à la courbe de référence. Ceci conduit au calcul d'un groupe de courbes parallèles. Un nouveau groupe de courbes doit être généré quand la contrainte de direction ou de steering d'une des parallèles n'est plus respectée.

Ainsi l'étude permet de constater que le problème global du calcul de trajectoire n'est pas complètement résolu dans le cadre de la dépose de composite sur surfaces complexes. En

effet, aucun des travaux présents dans la littérature ne s'intéresse à l'influence du choix de la courbe de référence vis-à-vis du respect du steering et de la direction. Par contre il apparaît que l'utilisation de courbes parallèles comme trajectoires de dépose fait consensus [Schueler04] [Shirinzadeh07] [Xiaoping08]. La problématique du calcul de courbes parallèles sur une surface est présentée au paragraphe suivant. Puis, le choix du type de courbe de référence est présenté au paragraphe 2.3.

2.2. Propagation de courbes parallèles

Schueler propose une méthode de construction de courbes parallèles à une trajectoire initiale [Schueler04]. La trajectoire initiale (ou courbe de référence) est calculée par projection d'une courbe NURBS sur la surface à recouvrir suivant un vecteur de projection V dont le choix n'est pas détaillé (Figure 2-22). Notons que la méthode de construction de cette courbe ("Fiber Axis") n'est pas détaillée et que la direction de la courbe de référence n'est pas contrôlée.

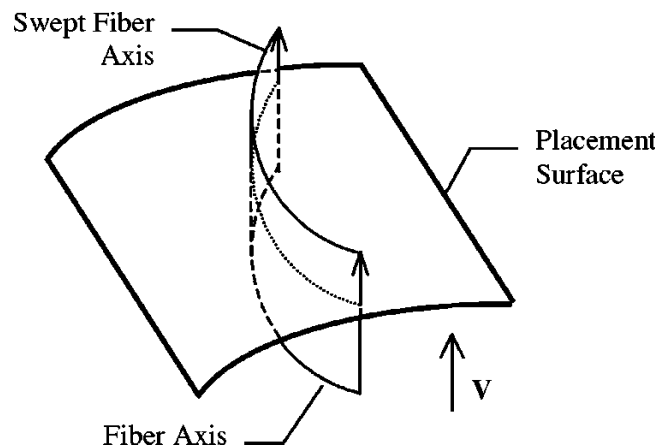


Figure 2-22 : calcul de la courbe de référence par projection suivant la direction V [Schueler04].

Schueler détaille une méthode de construction de parallèles approchées sur une surface paramétrique dont les dérivées partielles sont continues G1. Suite à la création de la courbe de référence, les courbes offset sont construites point à point en utilisant la méthode suivante (Figure 2-23). Le vecteur t est construit en chaque point P de la courbe de référence tel que $t = N \wedge T$. Un point intermédiaire P'' est construit tel que $PP'' = d.t$ avec d la distance offset. Enfin P' est construit par projection de P'' sur la surface de posage suivant la normale locale. La courbe offset est obtenue par interpolation de l'ensemble des points P' construits. La courbe offset ainsi obtenue est donc une approximation de la courbe parallèle. En effet,

l'auteur donne la définition de deux courbes r et r_d tracées sur une surface S . Les deux courbes sont parallèles si :

$$\forall P \in r, D(P) = d \quad 2-8$$

Avec $D(P)$ la plus courte distance géodésique entre r et r_d mesurée le long de la surface et d la valeur de l'offset.

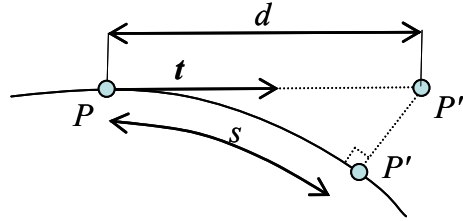


Figure 2-23 : calcul du point offset P' à partir du point P .

Ainsi, l'erreur en chaque point est égale à $(d-s)$. L'auteur compare deux méthodes d'approximation de cette erreur de façon par exemple à appliquer une correction lors de la génération des parallèles. Cependant l'auteur affirme que dans le cas d'une pièce dont le rayon de courbure local ne dépasse la moitié de la largeur de la nappe de fibres, l'erreur engendrée par la méthode de construction approchée de parallèles reste inférieure à la tolérance égale à 2 % de la distance offset [Boeing99]. Pour une fibre de 6,35 mm (1/4 ") de large, l'erreur admissible de 2 % représente 0,128 mm et donc 4,096 mm pour un groupe de 32 fibres. Cette erreur admissible est supérieure à celle considérée dans le cadre de nos travaux qui est de 2,5 mm pour un groupe de 32 fibres.

Afin d'estimer l'erreur commise par cette méthode approchée de calcul de parallèle, considérons une pièce de section circulaire de rayon 1000 mm. Dans le cas où on génère une courbe par fibre, l'erreur engendrée lors du calcul du point offset est de :

$$d - s = 6,4 - 1000 \times \arctan(6,4/1000) = 8,74 \times 10^{-5} \text{ mm} \quad 2-9$$

Cette valeur est largement inférieure au 0,128 mm autorisés donc la méthode de construction d'offset approchée est valide si on génère une courbe par fibre et non une centerline par groupe de 32 fibres. En effet dans ce dernier cas, l'erreur atteint alors 2,79 mm ce qui avoisine l'erreur maximale autorisée.

$$d - s = 204,8 - 1000 \times \arctan(204,8/1000) = 2,79 \text{ mm} \quad 2-10$$

Cette méthode de construction de parallèle approchée ne sera pas utilisée car elle nécessite de construire une courbe par fibre et non par groupe de fibres afin d'avoir une précision suffisante ce qui augmente considérablement le temps de calcul et rend plus difficile la gestion des données.

Le calcul de courbes parallèles à une courbe de référence sur surface est également traité par Shirinzadeh [Shirinzadeh07]. Dans cette étude, la courbe de référence est construite par intersection entre un plan quelconque ("Major axis plane") et la surface de posage (Figure 2-24). La méthode utilisée pour calculer cette intersection se divise en deux étapes. La première étape consiste à trouver un premier point d'intersection : ceci est réalisé grâce à une méthode par dichotomie associée à l'algorithme de Newton-Raphson. La seconde étape consiste à déterminer par pas successifs les points suivants appartenant à l'intersection : cette étape est également effectuée en utilisant l'algorithme de Newton-Raphson.

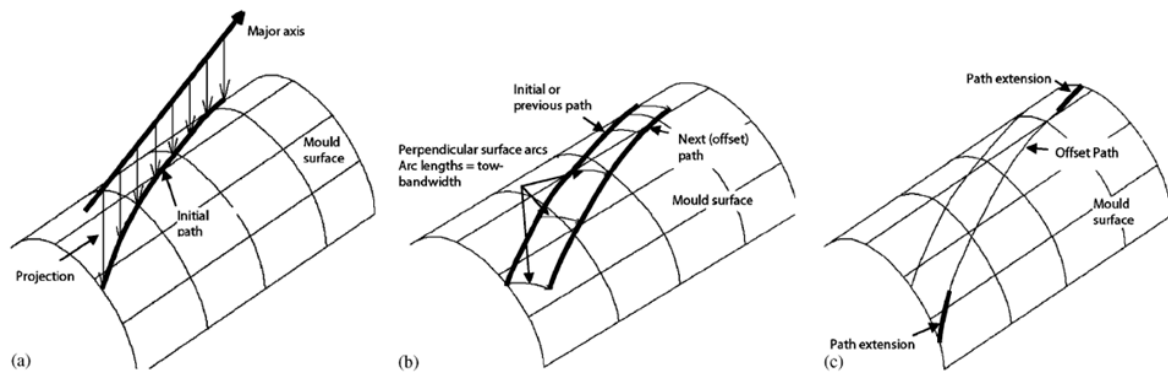


Figure 2-24 : (a) création de la courbe de référence ("initial path") par intersection entre un plan ("major axis") et la surface ("mould surface") ; (b) calcul de la courbe offset ; (c) extrapolation de la courbe offset [Shirinzadeh07].

Les courbes parallèles ("offset curve") sont calculées point à point. En chaque point P de la courbe de référence ("progenitor curve"), une première étape consiste à calculer le plan normal à la courbe de référence en P . Le point offset P_{off} à P est construit sur la courbe d'intersection entre le plan normal à la trajectoire et la surface telle que la longueur de l'arc PP_{off} soit égale à la valeur de l'offset voulue c'est-à-dire à la largeur de la fibre dans notre cas. Le point P_{off} est construit en calculant des points intermédiaires sur la courbe d'intersection et en approximant la courbe d'intersection entre deux points intermédiaires par un arc de cercle.

Dans le cas général, la construction de la courbe parallèle décrite précédemment conduit à une courbe parallèle incomplète c'est-à-dire qui n'atteint pas les bords de la surface. Deux cas de courbes incomplètes existent. Le premier cas correspond au cas où en début (ou

en fin) de courbe, le point offset du premier (ou du dernier) point n'existe pas (Figure 2-25). Dans ce cas le pas de discrétisation initial est réduit. Des points offset sont alors construits en partant de l'extrémité de la courbe jusqu'à ce qu'un point offset valide soit calculé.

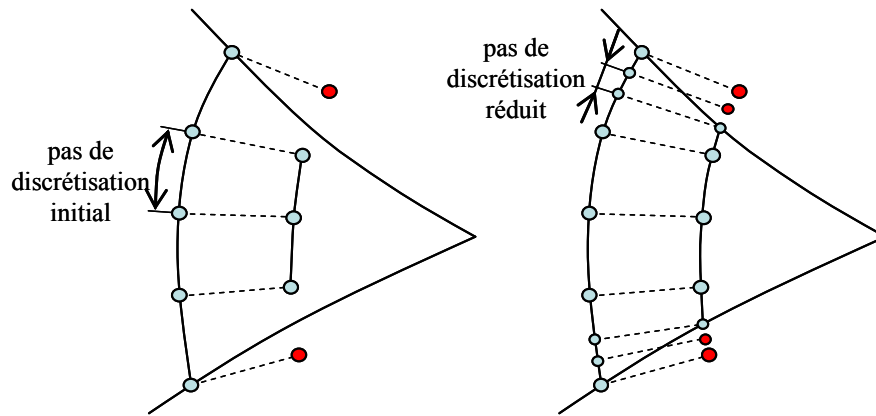


Figure 2-25 : le premier ou le dernier point de la courbe offset n'existe pas.

Le deuxième cas de courbe incomplète se produit lorsque la courbe offset n'atteint pas les bords de la surface en début ou en fin de courbe (Figure 2-26). Dans ce cas, la courbe offset doit être extrapolée. Shirinzadeh propose de calculer l'extrapolée comme étant la courbe d'intersection entre la surface et le plan passant par les trois derniers points construits.

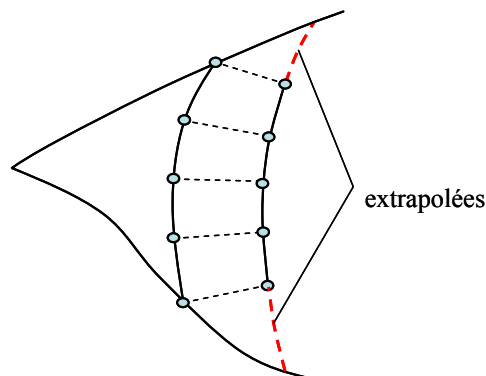


Figure 2-26 : calcul des extrapolées de la courbe offset.

Dans la méthode de planification de trajectoires proposée dans le cadre de cette thèse, l'extrapolation des parallèles n'est pas traitée mais la méthode proposée par Shirinzadeh pourrait être utilisée.

Xiaoping traite le même problème que Shirinzadeh mais avec une méthode de calcul différente [Xiaoping08]. Ici les points de la courbe de référence et des courbes offset sont obtenus par résolution d'équations différentielles du premier ordre en utilisant la méthode de Runge-Kutta. Le fait de paramétrer les courbes suivant l'abscisse curviligne permet de

simplifier les calculs. Les points calculés sont ensuite interpolés par une Bspline pour générer les trajectoires.

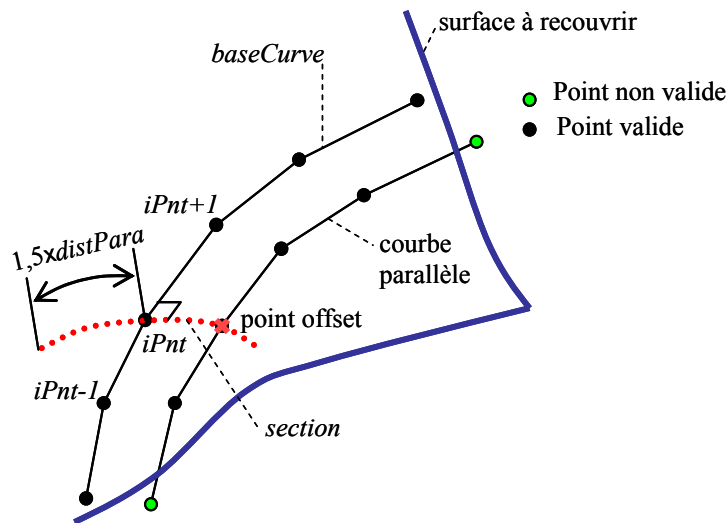


Figure 2-27 : calcul d'une courbe parallèle.

Suite à cette étude bibliographique des méthodes de construction de courbes parallèles, nous retenons dans le cadre de nos travaux la méthode de Shirinzadeh qui consiste à calculer la courbe parallèle point par point. Ceci est nécessaire pour la méthode de planification de trajectoires proposée. L'intérêt est alors de pouvoir contrôler l'ensemble des points offset des parallèles successives issus d'un même point de la courbe initiale. Pour chaque point $iPnt$ de la courbe initiale, le plan normal à la courbe initiale correspond au plan passant par $iPnt$ et normal au vecteur tangent. L'intersection du plan normal avec la surface à recouvrir forme une courbe appelée *section* (Figure 2-27). Afin de limiter le temps de calcul, la *section* n'est pas l'intersection complète entre le plan normal et la surface : la longueur de la section est limitée à 1,5 fois *distPara* de chaque côté du point considéré. Le point $iPnt$ de la courbe parallèle, dit "point offset" du point $iPnt$ de la courbe initiale, est alors construit à une distance *distPara* sur la *section* précédemment construite. On réitère ensuite le procédé pour tous les points de la courbe initiale.

Finalement, une courbe parallèle est constituée d'un ensemble de "points offset" et possède le même nombre de points que la courbe initiale. Dans le cas général, en début ou en fin de trajectoire, le point offset peut ne pas être défini car il devrait se trouver hors de la surface de posage. Dans ce cas le point est qualifié de "non valide". Le point est tout de même créé car il peut devenir valide si la courbe initiale est modifiée.

La méthode de calcul de courbes parallèles présentée est applicable à n'importe quel type de courbe de référence. Nous présentons au paragraphe suivant le type de courbe de référence le plus adapté à notre problème de planification de trajectoires.

2.3. Choix de la courbe de référence

Le paragraphe précédent a conduit au choix de l'utilisation de groupes de courbes parallèles pour couvrir la surface de posage. Il reste donc à choisir la nature de la première courbe ou courbe de référence à partir de laquelle les parallèles seront générées. L'enjeu est de choisir un type de courbe adapté à la vérification des trois contraintes principales.

La génération de la trajectoire passe par la définition de la trajectoire sous forme d'une courbe tracée sur la surface à recouvrir puis par le choix d'un format de description de la trajectoire compréhensible par la CN. Afin de générer les points de passage sur la surface à recouvrir, deux possibilités sont à envisager :

- Définir la trajectoire sous forme d'une courbe paramétrique puis la discrétiser.
- Calculer directement la trajectoire sous la forme d'une succession de points de passage.

Dans la méthode de planification de trajectoires développée, il s'avère que la définition de la trajectoire sous forme polynomiale est inutile. En effet, les paramètres de direction, de steering et d'espacement ne sont évalués que de façon discrète en certains points de la courbe. De plus ces contraintes peuvent facilement être évaluées sur des courbes discrètes. Ainsi les courbes sont définies directement par les points de passage qui seront transmis à la machine.

Ainsi l'espacement entre deux courbes discrètes correspond à la distance entre ces deux courbes moins la largeur de bande. La distance entre les deux courbes est définie comme la distance géodésique entre un point de la courbe initiale et son point offset sur sa parallèle.

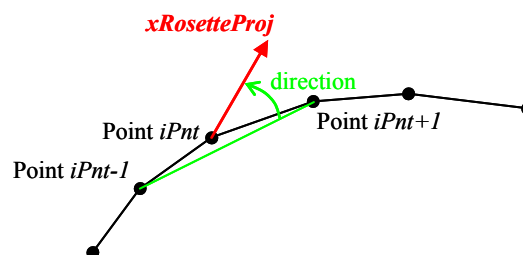


Figure 2-28 : définition de la direction sur une courbe discrète.

La direction d'une courbe discrète en un point $iPnt$ de cette courbe est définie comme l'angle entre la projection de l'axe X de la rosette ($xRosetteProj$) sur le plan tangent à la surface au point $iPnt$ et la tangente à la courbe. La tangente est définie comme le vecteur construit à partir des points $iPnt-1$ et $iPnt+1$ projeté sur le plan tangent (Figure 2-28). Au premier (et respectivement dernier) point de la courbe, le vecteur tangent est construit à partir des deux premiers (et respectivement derniers) points de la courbe.

Le steering est défini comme le rayon du cercle passant par les points $iPnt$ et les projections des points $iPnt+1$ et $iPnt-1$ sur le plan tangent en $iPnt$. Le steering n'est pas défini sur le premier et le dernier point de la courbe car au moins trois points sont nécessaires pour définir un arc de cercle.

Le but de la planification de trajectoires étant de calculer des courbes qui respectent le steering et la direction, il s'agit dans un premier temps de proposer une courbe de référence qui respecte ces deux contraintes. La courbe qui maintient un steering infini (courbure géodésique nulle) est une courbe géodésique. Ce type de courbe a été utilisé dans la littérature pour des applications où le respect de la direction des courbes n'est pas mis en avant [Blom09] [Cassidy03]. En effet, pour les applications de placement de fibres sur des pièces à double courbure, une courbe géodésique conduit souvent à une dérive de la direction trop importante.

Ainsi nous préconisons l'utilisation d'une courbe paramétrée par sa direction en chaque point. La contrainte de direction est donc automatiquement satisfaite pour la première courbe. Il ne reste ensuite plus qu'à vérifier le steering des courbes et la direction des parallèles.

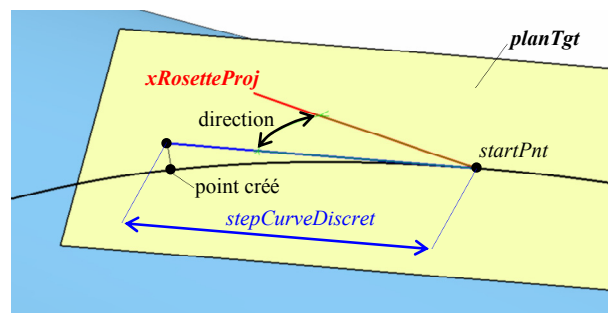


Figure 2-29 : construction du 2^{ème} point d'une courbe paramétrée par sa direction.

Une courbe paramétrée par sa direction est calculée point à point (Figure 2-29). Pour chaque point, on construit le plan tangent ($planTgt$) à la surface au point de départ ($startPnt$). Puis on projette $xRosette$ dans ce plan (on obtient $xRosetteProj$). Puis on construit une droite dans $planTgt$ passant par le $startPnt$ et faisant un angle de la direction souhaitée (par exemple 45°) avec $xRosetteProj$ (c'est la droite en bleu Figure 2-29). Puis on construit un point sur

cette droite à la distance *stepCurveDiscret* de *startPnt*. Enfin on projette ce point sur la surface. Ensuite, on réitère le procédé.

Une courbe dite à "angle fixe" est une courbe pour laquelle la direction est constante en chaque point de la courbe. Une courbe dite à "angle variable" est une courbe pour laquelle la direction est a priori différente en chaque point. Les méthodes de planification de trajectoires développées au cours de nos travaux sont basées sur l'utilisation des courbes à "angle fixe" ou "angle variable" comme courbe de référence.

3. Planification de trajectoires de dépose de composite

Rappelons que l'objectif est de calculer des courbes permettant de couvrir une surface par des bandes ou des groupes de fibres. L'objectif est d'améliorer la productivité en réduisant le nombre de découpes tout en assurant le respect des contraintes d'espacement, de direction et de steering. Le choix de propagation de courbes parallèles permet de contrôler l'espacement. Le paramétrage de la première courbe ou courbe de référence par sa direction facilite le contrôle des contraintes de direction et de steering. Ainsi, deux méthodes de calcul de la courbe de référence s'appuyant sur ce paramétrage et permettant de réduire le nombre de découpes ont été développées.

La première méthode est basée sur le calcul d'une première courbe dite à angle fixe et porte le nom de "méthode à angle fixe".

La deuxième méthode est basée sur le calcul d'une première courbe dite à angle variable et porte le nom de "méthode à angle variable".

3.1. Méthode à angle fixe

Le but de la méthode est de calculer une courbe de référence à angle fixe appelée *baseCurve* et des courbes parallèles à cette courbe sur la surface de posage.

La méthode de planification de trajectoires proposée est une optimisation sous contraintes. Le but est d'optimiser l'angle paramétrant la direction de la *baseCurve*. Cet angle est égal à la valeur de la direction nominale (*dirNom*) plus un angle *alpha* variant de -3° à $+3^\circ$. Les contraintes sont le respect du steering et de la direction par l'ensemble des courbes

parallèles c'est-à-dire que le steering doit être supérieur à 3 m (en placement de fibres) est la direction égale à la direction nominale $\pm 3^\circ$ en chaque point des courbes.

Les données d'entrées sont :

- la surface à recouvrir ;
- le premier point de *baseCurve* appelé *startPnt* ;
- la direction nominale de la rosette qui est un vecteur appelée *xRosette* ;
- la valeur minimum du steering à ne pas dépasser qui est un réel appelé *steeringRef* ;
- l'espacement entre deux courbes parallèles qui est un réel appelé *distPara* ;
- la direction nominale des courbes qui est un angle appelé *dirNom* ;
- le pas de discrétisation des courbes qui est un réel appelé *stepCurveDiscret*.

La méthode consiste à faire varier *alpha* dans la plage $[-3^\circ, +3^\circ]$ afin de déterminer l'angle *alpha* optimal permettant de construire le nombre maximal de courbes parallèles respectant les contraintes de steering et de direction. Afin de limiter le temps de calcul, les valeurs de *alpha* sont testées tous les $0,5^\circ$.

Pour chaque valeur de *alpha*, deux étapes sont réalisées :

- La première étape consiste à construire la *baseCurve* qui est une courbe à angle fixe d'angle *dirNom+alpha*.
- La deuxième étape consiste à construire des courbes parallèles à la *baseCurve* tant que les contraintes de steering et de direction de ces courbes sont valides. Les parallèles sont construites les unes après les autres point à point. Le steering et la direction sont évalués après la construction de chaque point offset. Si le steering et/ou la direction ne sont pas valides, la construction de la parallèle est stoppée et le nombre de points offset constituant l'ensemble des parallèles construites est enregistré. La valeur optimale de l'angle *alpha* correspond donc à la valeur pour laquelle ce nombre de points offset est maximal.

Illustrons la méthode à angle fixe sur un cas test appelé "Surface Bézier 1" caractéristique des pièces à double courbure produites par placement de fibres (Figure 2-30). Pour cet exemple, la contrainte de steering n'est pas critique. En effet, quelque soit la courbe tracée, la valeur du steering reste supérieure à 10 m.

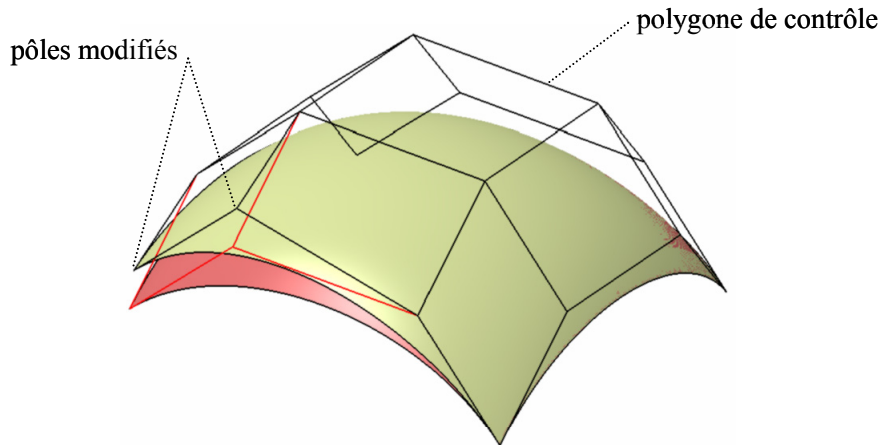


Figure 2-30 : en rouge surface proposée par Xiaoping, en jaune Surface Bézier 1
[Xiaoping08].

Cette surface est une surface de Bézier bi-cubique dont les points de contrôle sont définis par la matrice suivante :

$$\begin{bmatrix} (-4000, 4000, -1000) & (-2000, 4000, 1000) & (2000, 4000, 1000) & (4000, 4000, -1000) \\ (-4000, 2000, 1000) & (-2000, 2000, 3000) & (2000, 2000, 3000) & (4000, 2000, 1000) \\ (-4000, -2000, 1000) & (-2000, -2000, 3000) & (2000, -2000, 3000) & (4000, -2000, 1000) \\ (-4000, -4000, -200) & (-2000, -4000, 1800) & (2000, -4000, 1000) & (4000, -4000, -1000) \end{bmatrix}$$

Cette surface est dérivée d'une surface test proposée par Xiaoping dont les points de contrôle sont définis par la matrice suivante [Xiaoping08] :

$$\begin{bmatrix} (-4, 4, -1) & (-2, 4, 1) & (2, 4, 1) & (4, 4, -1) \\ (-4, 2, 1) & (-2, 2, 3) & (2, 2, 3) & (4, 2, 1) \\ (-4, -2, 1) & (-2, -2, 3) & (2, -2, 3) & (4, -2, 1) \\ (-4, -4, -1) & (-2, -4, 1) & (2, -4, 1) & (4, -4, -1) \end{bmatrix}$$

Nous avons appliqué une homothétie de facteur 1000 afin d'obtenir une pièce de dimensions comparables à celles des pièces de fuselage produites par placement de fibres. La troisième coordonnée des points de contrôle [4, 1] et [4, 2] de la matrice a également été modifiée afin d'obtenir une pièce ne comportant pas de point de symétrie (la Figure 2-30 montre la modification du polygone de contrôle).

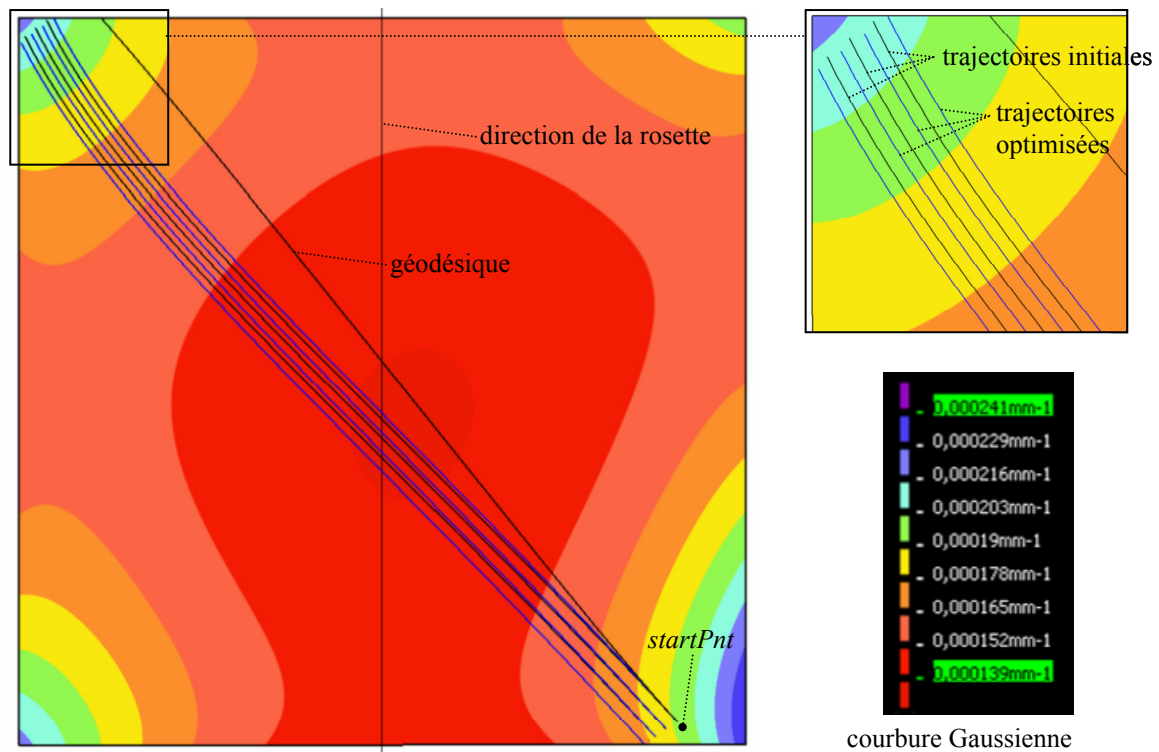


Figure 2-31 : comparaison des trajectoires initiales (en noir) et des trajectoires générées par la méthode à angle fixe (en bleu) sur la Surface Bézier 1.

La trajectoire initiale (en noir Figure 2-31) correspond à une première courbe à angle fixe égal à la direction nominale de -45° . Comme le montre la Figure 2-32, seulement deux courbes parallèles respectant la direction nominale $\pm 3^\circ$ peuvent être tracées car la troisième courbe (en pointillés) sort de l'intervalle en fin de trajectoire. En effet, la direction des parallèles a tendance à dériver vers les bords de la surface où la courbure Gaussienne subit des variations importantes. Cette tendance est plus marquée en fin de trajectoire. Ainsi, le fait de proposer une première courbe à angle fixe de direction $-44,5^\circ$ au lieu de -45° permet de décaler les directions de l'ensemble des courbes vers la borne -42° et donc d'obtenir 4 courbes respectant la contrainte de direction au lieu de 3.

Une courbe géodésique dont la direction est de -45° au niveau du *startPnt* est donnée à titre de comparaison. La Figure 2-32 montre que la géodésique n'est pas adaptée au contrôle de la direction puisque la direction dépasse les -51° .

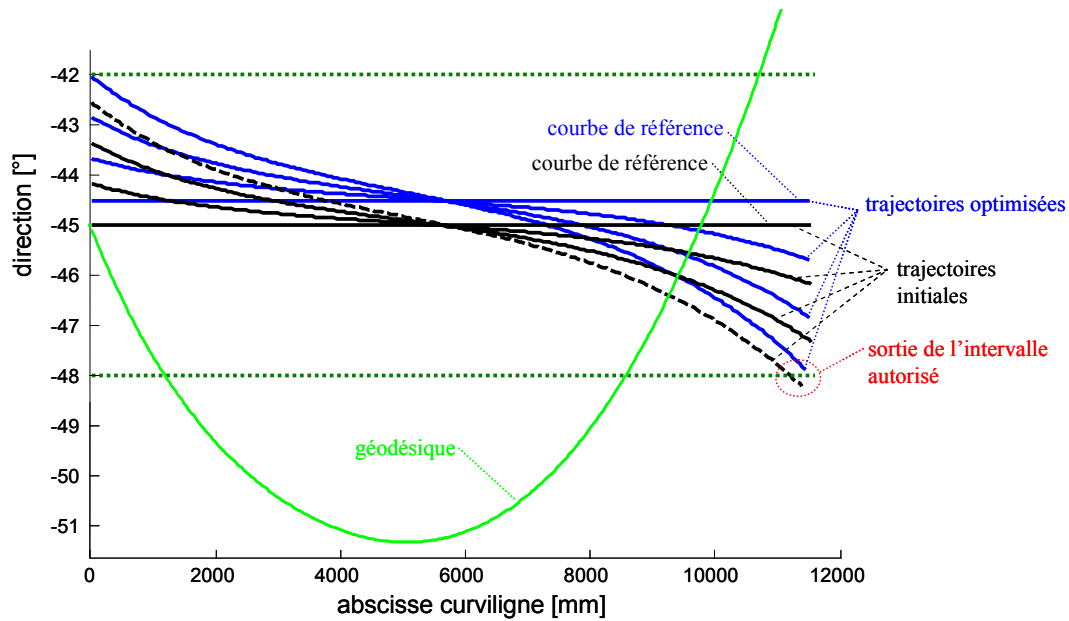


Figure 2-32 : évolution de la direction des trajectoires initiales (en noir) et des trajectoires générées par la méthode de 1^{ère} courbe à angle fixe (en bleu) de la Surface Bézier 1.

Les résultats montrent que cette méthode permet de calculer plus de courbes parallèles qui respectent le steering et la direction ce qui doit permettre de minimiser le nombre de découpes. La méthode présentée au paragraphe suivant montre que la courbe de référence peut encore être améliorée afin de diminuer encore le nombre de découpes.

3.2. Méthode à angle variable

Comme pour la méthode à angle fixe, le but est de calculer une courbe de référence paramétrée par sa direction appelée *baseCurve* et des courbes parallèles à cette courbe sur la surface de posage. Cependant dans ce cas, la direction de la courbe de référence n'est plus uniforme le long du trajet, c'est donc une courbe dont la direction peut varier à chaque point. Cette méthode est également une optimisation sous contraintes dont les variables d'optimisation sont les points de la *baseCurve*. Les contraintes sont le respect du steering et de la direction par l'ensemble des courbes parallèles.

Les données d'entrées de la méthode sont les mêmes que celles de la méthode à angle fixe auxquelles s'ajoutent les données suivantes :

- la différence d'angle entre la direction nominale et la direction initiale de *baseCurve* appelé *alpha* (égal à 0 dans le cas général) ;
- le nombre de parallèles à tracer qui est un entier appelé *parallelsCount*.

D'un point de vue général, la méthode se divise en deux phases :

- Phase 1 : calcul de la courbe de référence initiale et des courbes parallèles initiales. Ces courbes sont désignées sous le nom *parallelInit*. La première *parallelInit* correspond donc à la *baseCurve* initiale.
- Phase 2 : optimisation des courbes afin d'homogénéiser la direction et de contrôler le steering : transformation des *parallelInit* en *optimizedParallel*.

3.2.1. Phase 1 : calcul de la courbe de référence et des courbes parallèles initiales

La première phase consiste à calculer la *baseCurve* initiale qui est une courbe à angle fixe d'orientation $\alpha + \text{dirNom}$ et les *parallelInit* qui sont des parallèles à la *baseCurve* espacées de *distPara* (le nombre de parallèles tracées est égal à *parallelsCount*) (Figure 2-33). Lors de cette première phase, plusieurs attributs sont calculés et associés à chaque point de chaque courbe. Ces attributs sont le steering, la direction, la *section* (sauf pour la *baseCurve*) et le statut du point (un point est valide si il est sur la surface). Rappelons que la *section* d'un point d'une courbe tracée sur une surface est la courbe d'intersection entre la surface et le plan normal à la courbe au point considéré.

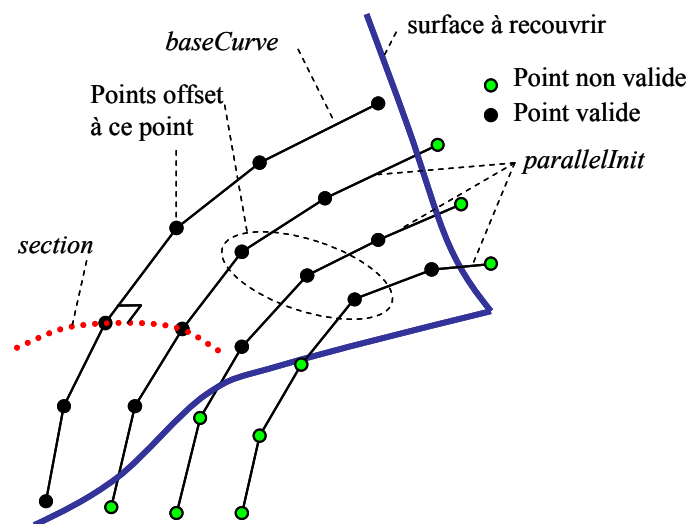


Figure 2-33 : calcul de la *baseCurve* et des parallèles.

3.2.2. Phase 2 : optimisation des courbes

La deuxième phase consiste à venir balayer successivement les points de la *baseCurve* et à les modifier pour optimiser le steering et la direction. Pour chaque point, la direction de la *baseCurve* associée à ce point est dans un premier temps modifiée. L'objectif est de recentrer

sur la direction nominale, la moyenne des valeurs des directions des "points offset" valides de chaque *parallelInit* (Figure 2-34). Ainsi, les directions des courbes sont recentrées sur le milieu de la zone de tolérance.

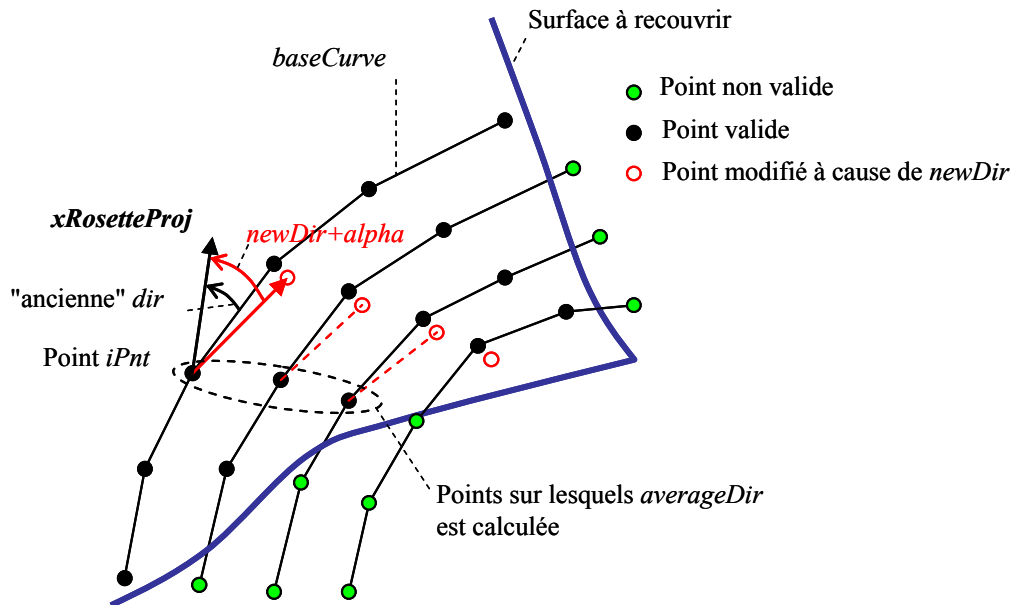


Figure 2-34 : modification de la direction du point *iPnt* de la *baseCurve* pour recentrer les directions des parallèles sur la direction nominale.

En chaque point (d'indice *iPnt*), la nouvelle direction *newDir* à appliquer à la *baseCurve* au point *iPnt* est calculée à partir des valeurs des directions de toutes les courbes parallèles au point *iPnt*. Sur la Figure 2-34, la nouvelle direction de la *baseCurve* au point *iPnt* est calculée avec la formule suivante :

$$newDir = 2 \times dirNom - averageDir \quad 2-11$$

Avec *averageDir* la moyenne des directions de toutes les courbes (y compris la *baseCurve*) d'indice *iPnt* valide.

Illustrons le calcul sur l'exemple suivant où *alpha* vaut 1 et *dirNom* 45 :

	Direction de la <i>baseCurve</i>	Direction de la Parallèle 1	Direction de la Parallèle 2	
Ancienne direction	$46 = dirNom + alpha$ $= 45 + 1$	47	48	$averageDir = 47$
Nouvelle direction	$46 - (averageDir - dirNom) (*)$ $= dirNom + alpha - (averageDir - dirNom)$ $= 2 \times dirNom - averageDir + alpha$ $= 43 + 1$	45	46	

(*) $(averageDir - dirNom)$ correspond à la valeur de l'erreur à corriger

Tableau 2-3 : exemple de calcul de *newDir*

Pour cet exemple on obtient $newDir=43^\circ$. On utilise cette valeur pour recalculer le point $iPnt+1$ avec une direction de $newDir+alpha$ ce qui donne une direction de 44° pour la *baseCurve*. Finalement, les directions initiales (46° , 47° , 48°) pour les trois premières courbes sont devenues (44° , 45° , 46°). L'ensemble des directions a donc été recentré au milieu de l'intervalle de tolérance.

Notons que les nouvelles directions prévues des courbes parallèles (45° et 46°) sont uniquement une estimation de leur direction réelle car les courbes parallèles ne sont pas paramétrées directement par leur direction mais sont obtenues à partir de la courbe de référence. Ainsi par exemple, modifier la direction de la *baseCurve* de 1° , aura seulement tendance à diminuer la direction des parallèles de 1° . Néanmoins, les essais montrent que modifier la direction de la courbe de référence permet de modifier efficacement la direction des courbes parallèles. En effet, l'influence de la géométrie de la surface est faible car les surfaces considérées possèdent de faibles courbures et peu de discontinuités géométriques.

La direction du point $iPnt$ étant modifiée, le point suivant ($iPnt+1$) de la *baseCurve* est donc modifié ainsi que tous les points offset ($iPnt+1$) des *parallelInit*. Si lors de la modification du point d'une parallèle, le steering de ce point n'est plus valide, la direction du point correspondant de la *baseCurve* est à nouveau modifiée (à partir d'un calcul analytique détaillé ci-dessous) pour obtenir un steering suffisant sur la parallèle dont le steering était trop faible (Figure 2-35). Si après modification, la direction ou le steering du point de la *baseCurve* n'est plus valide, la dernière parallèle est supprimée. On itère ainsi sur chaque point de la *baseCurve*.

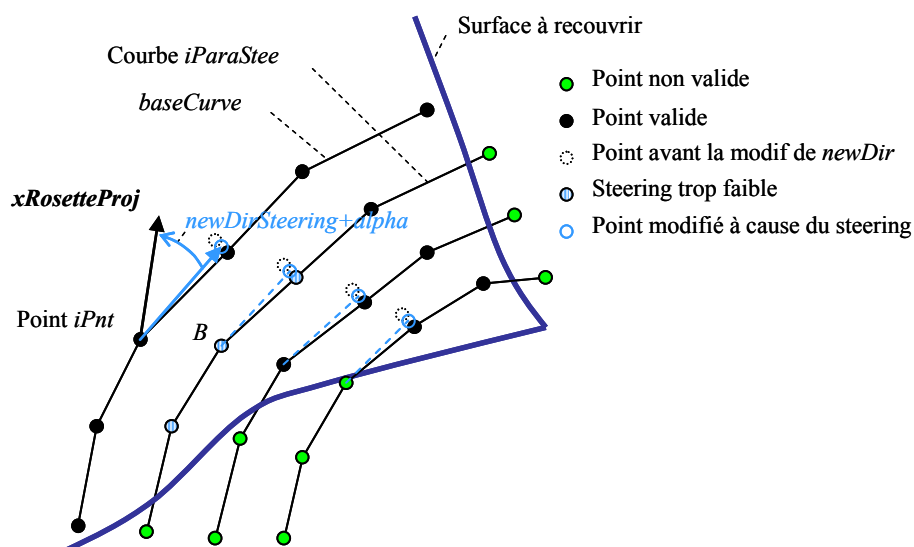


Figure 2-35 : modification de la direction du point $iPnt$ de la *baseCurve* pour augmenter le steering d'une des parallèles.

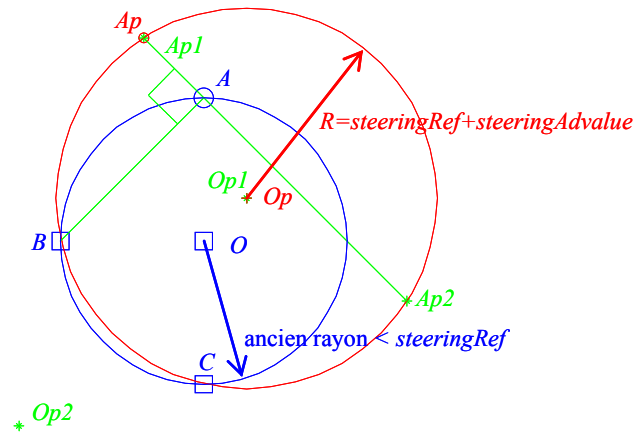


Figure 2-36 : modification du point A en Ap pour régler le problème de steering en B.

Dans le cas où le steering d'un des points $iPnt$ d'une ou de plusieurs parallèles ou de la $baseCurve$ est trop faible, la direction de la $baseCurve$ au point $iPnt$ est modifiée pour augmenter cette valeur de steering de la façon suivante (Figure 2-35) :

- Le point d'indice $iPnt$ / $iParaStee$ est le point dont le steering est le plus faible parmi tous les points d'indice $iPnt$.
- Les données d'entrée pour le calcul de la nouvelle direction du point $iPnt$ de la $baseCurve$ sont les suivantes :
 - B : point dont le steering n'est pas valide (c'est le point d'indice $iPnt$ / $iParaStee$)
 - A : projection du point d'indice $iPnt+1$ sur **planTgt** en $iPnt$
 - C : projection du point d'indice $iPnt-1$ sur **planTgt** en $iPnt$
 - O : centre du cercle passant par A, B, C
 - $R = steeringRef + steeringAdValue$. R correspond au steering visé en B ; $steeringAdValue$ permet de viser une valeur supérieure à $steeringRef$.
- Le calcul consiste dans un premier temps à calculer Op , centre du cercle passant par B et C et de rayon R (il y a deux solutions $Op1$ et $Op2$), voir Figure 2-36. On choisit le point qui est du même côté de CB que O ($Op1$ sur la Figure 2-36). Ensuite on calcule Ap , qui est le point appartenant au cercle de centre Op et de rayon R et tel que AAp soit perpendiculaire à BA (il y a deux solutions $Ap1$ et $Ap2$). On choisit le point qui est du même côté que A par rapport à la perpendiculaire à OpA ($Ap1$ sur la Figure 2-36).

- Finalement on calcule $dirNewSteering$ avec la formule (2-12). $dirOld$ représente l'ancienne direction au point d'indice $iPnt$ de la $baseCurve$. Le point $iPnt+1$ de la $baseCurve$ est alors recalculé avec une direction de $dirNewSteering$. On met alors à jour la valeur de la direction et du steering au point $iPnt$.

$$dirNewSteering = dirOld + \text{angle}(BA, BA_p) \quad 2-12$$

- Le traitement des points d'indice $iPnt$ se termine en recalculant les points $iPnt+1$ des parallèles. Après le re-calcul de chaque point, on met à jour la direction et le steering au point $iPnt$. Si le steering ou la direction n'est pas valide en un point d'une des parallèles ou de la $baseCurve$, il faut supprimer la dernière parallèle et recommencer la phase 2 au début.

3.2.3. Application

Illustrons la méthode à angle variable sur le cas test "Surface Bézier 1". Rappelons que la méthode à angle fixe permet d'obtenir 4 courbes respectant la contrainte de direction au lieu de 3 courbes initialement. La méthode à angle variable permet de construire 12 courbes respectant la direction comme le montre la Figure 2-37.

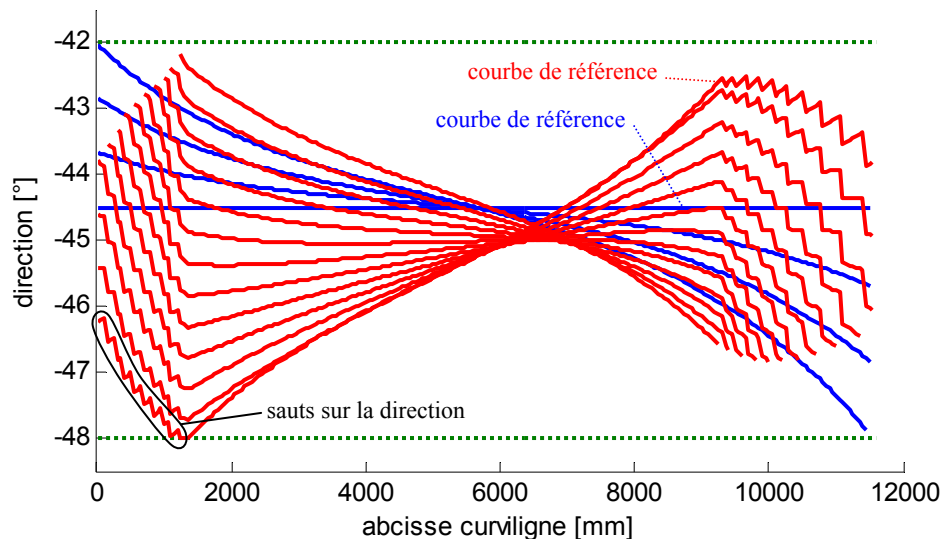


Figure 2-37 : évolution de la direction des trajectoires générées par la méthode à angle fixe (en bleu) et des trajectoires générées par la méthode à angle variable (en rouge) de la Surface Bézier 1.

La direction des parallèles a tendance à dévier vers -42° en début de trajectoire et vers -48° en fin de trajectoire. Ainsi, afin de maximiser le nombre de parallèles respectant la

direction, la méthode à angle variable conduit à une première courbe dont la direction est proche de -48° en début de trajectoire et proche de -42° en fin pour anticiper la déviation.

Le résultat obtenu par la méthode à angle variable répond à l'objectif de construction du maximum de courbes respectant la direction et le steering. Cependant, un problème est susceptible d'apparaître en début ou en fin de trajectoire dans le cas où les courbes parallèles sont plus courtes que la courbe de référence comme c'est le cas sur l'exemple de la Surface Bézier 1 (Figure 2-38). Dans ce cas, la nouvelle direction de la courbe de référence *newDir* peut subir des sauts. En effet, le calcul de *newDir* au point d'indice *iPnt* fait intervenir la moyenne des directions de toutes les courbes au point *iPnt* ce qui crée un saut sur la direction quand le nombre de points sur lequel cette moyenne est calculée change. La valeur de *averageDir* subit une variation importante lorsque le nombre de parallèles dont le point *iPnt* existe évolue : sur l'exemple Figure 2-38, comme les trajectoires ne sont pas perpendiculaires au bord de la surface, le nombre de parallèles augmente par paliers en début de trajectoire et diminue en fin.

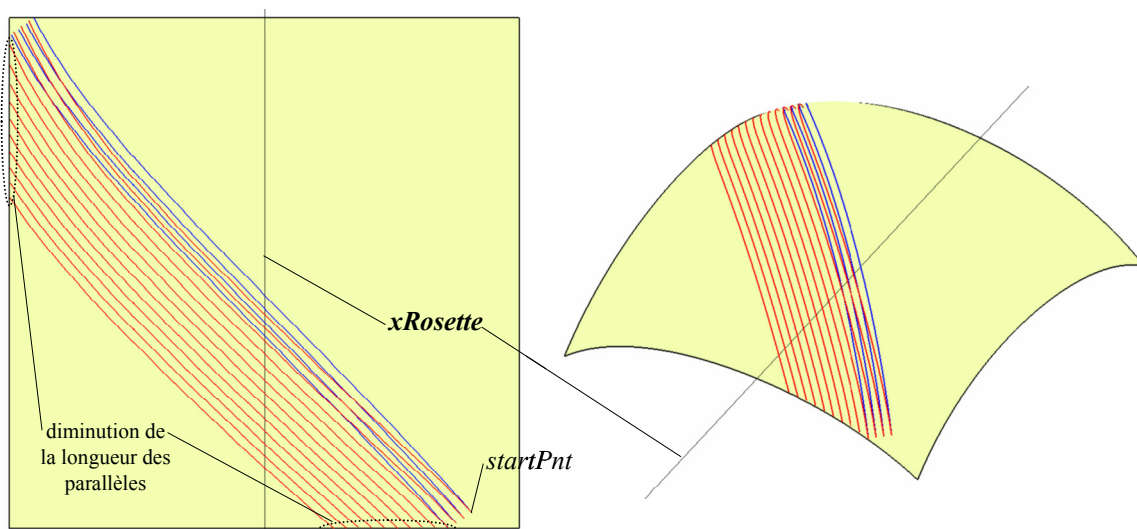


Figure 2-38 : comparaison des trajectoires générées par la méthode à angle fixe (en bleu) et des trajectoires générées par la méthode à angle variable (en rouge) sur la Surface Bézier 1.

Les sauts sur la direction engendrent des oscillations sur la tangente à la trajectoire. Ceci peut conduire à un ralentissement de la machine, à l'apparition de steering et de contraintes parasites dans le stratifié. Pour palier à ce problème, deux solutions sont envisagées.

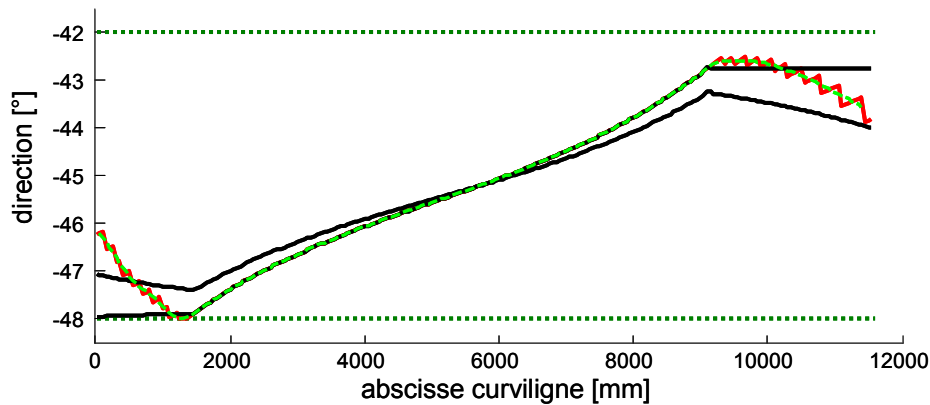


Figure 2-39 : modification du début et de la fin de la courbe de référence. En rouge, courbe de référence obtenue par la méthode à angle variable. En noir, courbe de référence (et sa 1^{ère} parallèle) modifiée en fixant la direction. En vert, approximation de la courbe de référence par une Bspline.

La première solution consiste à lisser l'évolution de la direction de la courbe de référence. Pour cela, une des méthodes de lissage présentée au 4 paragraphe 4 peut être utilisée. Par exemple la méthode de lissage par approximation par une courbe Bspline permet de supprimer les oscillations (Figure 2-39). La courbe Bspline utilisée est de degré 3 avec un nombre de pôles égal à un cinquième du nombre de points de la courbe initiale. Cette solution permet de conserver les directions des courbes en début et en fin de trajectoire au plus proche de la direction nominale. Une deuxième solution plus rapide en termes de temps de calcul consiste à appliquer une direction constante en début et en fin de trajectoire. Cette méthode est donc celle que nous préconisons.

En utilisant la méthode de planification de trajectoires afin de couvrir entièrement la partie inférieure gauche de la pièce, on constate que 3 groupes de courbes parallèles suffisent avec la méthode à angle variable alors que 7 groupes sont nécessaires en utilisant des courbes de référence à angle fixe d'angle -45° . Dans ce cas, la méthode permet de passer de 7 à 4 découpes seulement. En effet, pour la méthode à angle variable deux découpes de groupes de fibres sont nécessaires lors de la génération d'une nouvelle courbe de référence alors qu'en général une seule découpe suffit pour la méthode initiale (Figure 2-40). En effet, deux découpes sont nécessaires lorsque la courbe de référence d'un nouveau groupe de fibres intersecte les deux dernières parallèles du groupe précédent.

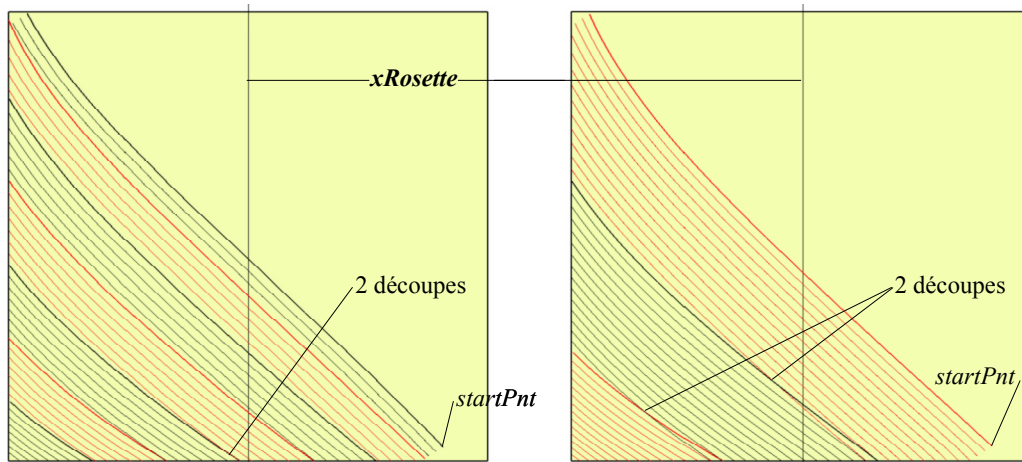


Figure 2-40 : couverture de la Surface Bézier 1 ; à gauche trajectoires initiales ; à droite trajectoires obtenues par la méthode à angle variable.

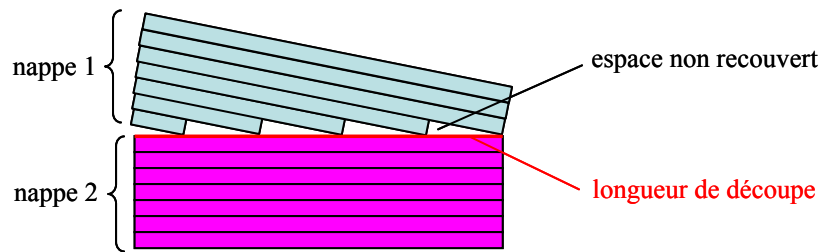


Figure 2-41 : découpe entre deux nappes.

A la frontière entre deux groupes de nappes parallèles, une découpe d'un ou plusieurs groupes de fibres est nécessaire. Au niveau de cette découpe, il apparaît un espace discontinu non recouvert de carbone (Figure 2-41). Le paramètre "longueur de découpe" est donc une image de l'aire de surface non recouverte qui doit être minimisée sur la pièce afin d'améliorer la qualité. De plus, la longueur de découpe représente la distance sur laquelle la machine doit ralentir. La machine ralentit pour assurer la découpe dans le cas où une fibre est supprimée, mais également pour acheminer une nouvelle fibre si une fibre apparaît. Pour l'exemple de la Surface Bézier 1, la longueur de découpe est d'environ 44,9 m pour les trajectoires initiales et de 11 m pour les trajectoires optimisées soit une diminution d'environ 75 % de la longueur de découpe. Cette réduction de la longueur de découpe vient directement de la réduction du nombre de groupes de courbes parallèles nécessaires à la couverture de la surface.

Dans le cadre du projet Fermat, un logiciel de FAO de démonstration nommé Fermat Prototype a été développé en C++ dans l'environnement Open Cascade en collaboration avec Hugues Delorme. Les méthodes de planification de trajectoires présentées ont été implémentées afin de valider leur efficacité et leur robustesse dans un contexte industriel.

4. Application sur des pièces industrielles

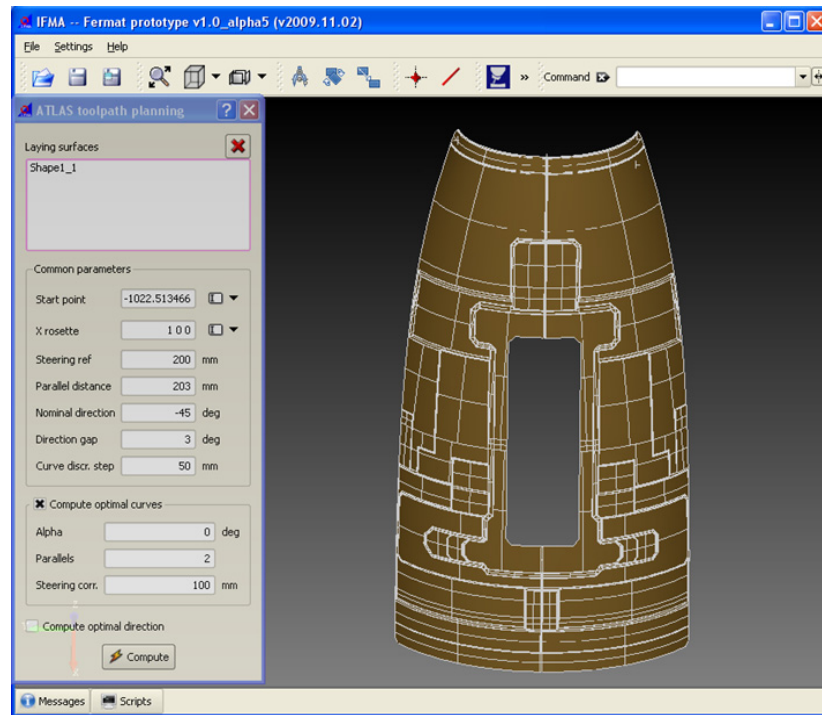


Figure 2-42 : planification de trajectoires à angle variable dans FERMAT Prototype.

La méthode de planification de trajectoires à angle variable présentée est testée sur la "surface C" dans FERMAT Prototype (Figure 2-42). Cette pièce correspond à la partie inférieure d'une pointe avant d'avion de ligne. Les paramètres choisis sont une direction nominale de plis $dirNom = -45^\circ$, un pas de discrétisation de la trajectoire $stepCurve-Discret = 50$ mm et une distance entre deux centerlines $distPara = 203$ mm qui correspond à un groupe de 32 fibres de 6,35 mm de large.

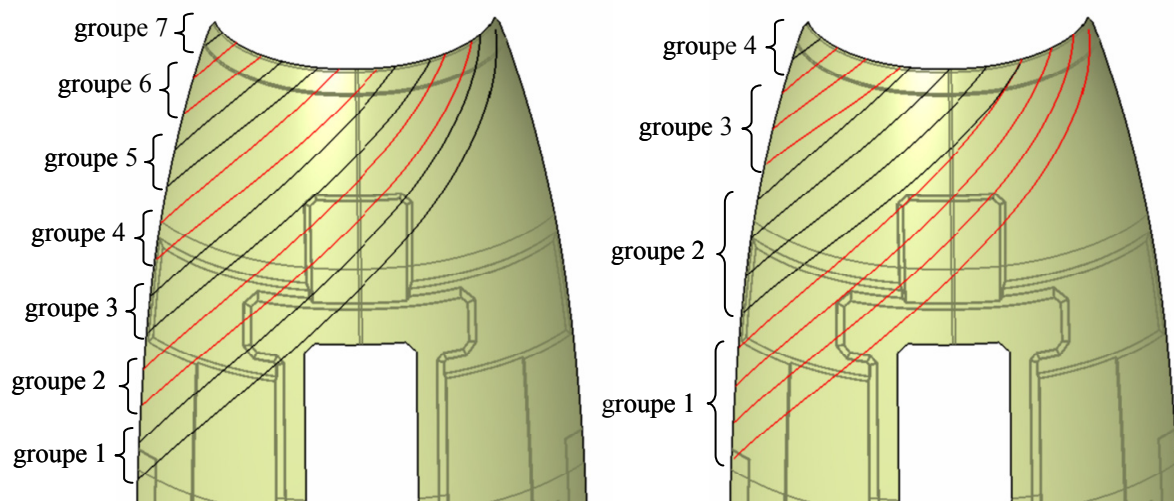


Figure 2-43 : à gauche, trajectoires générées avec la méthode initiale.

A droite avec la méthode à angle variable.

La Figure 2-43 montre les groupes de courbes générés par la méthode dite initiale et par la méthode à angle variable. La méthode initiale consiste à construire des courbes de référence à angle fixe égal à -45° et des courbes parallèles tant que le steering et la direction sont valides.

En utilisant des parallèles à une courbe à angle fixe de -45° , la direction des courbes parallèles n'est plus valide à partir de la troisième parallèle. Ainsi la partie supérieure du pli est couverte avec 7 groupes de nappes de fibres. Avec la méthode à angle variable, la partie supérieure du pli est couverte avec seulement 4 séries de courbes parallèles (à droite Figure 2-43) ce qui nécessite de refendre 3 nappes de fibres. La longueur de découpe est d'environ 14,7 m pour les trajectoires initiales et de 5,8 m pour les trajectoires calculées par la méthode à angle variable soit une diminution d'environ 60 % de la longueur de découpe.

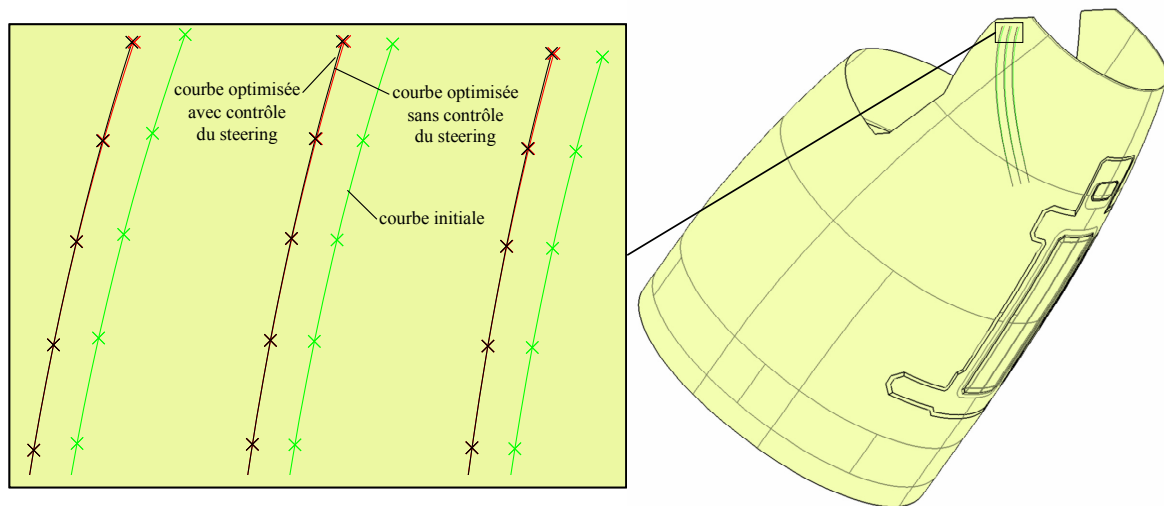


Figure 2-44 : trajectoires test sur "la surface B".

Afin de valider la méthode de modification de la courbe de référence pour garantir un steering suffisant sur les parallèles, un exemple a été traité sur la "surface B" présenté Figure 2-44. Dans la partie supérieure de la pièce un problème de steering apparaît. Les paramètres choisis sont une direction nominale $dirNom=45^\circ$, un pas de discrétisation de la trajectoire $stepCurveDiscret=50$ mm et une distance entre deux centerlines $distPara=100$ mm.

La Figure 2-45 montre comment la direction de la courbe de référence est modifiée en fin de courbe afin d'obtenir un steering des parallèles supérieur à la valeur limite de 3000 mm. La Figure 2-44 montre qu'un faible déplacement des points de passage (jusqu'à 1 mm) est suffisant pour augmenter le steering.

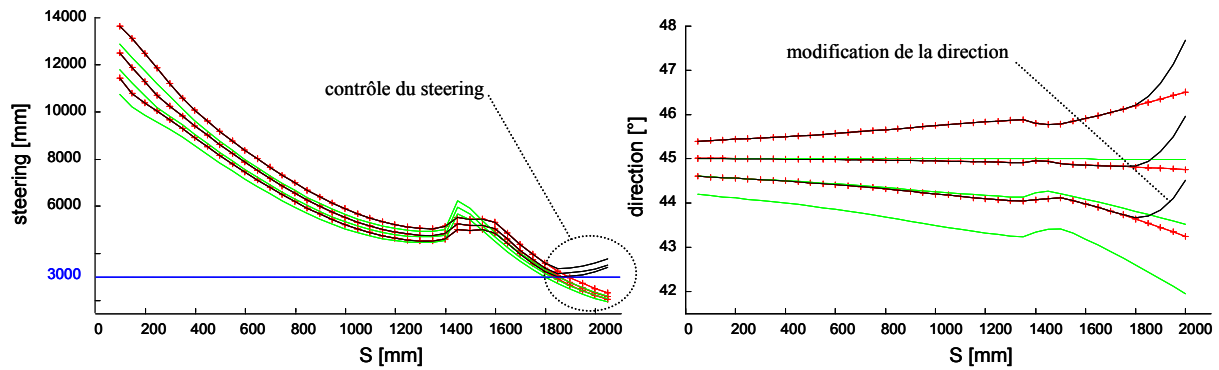


Figure 2-45 : direction et steering des courbes initiales (en vert), optimisées par la méthode à angle variable avec correction du steering (en noir) et optimisées par la méthode à angle variable sans correction du steering (en rouge).

Finalement ces exemples traités sur des pièces d'avion montrent que les méthodes de planification de trajectoires proposées dans le cadre de cette thèse permettent d'accroître la productivité en réduisant le nombre de découpes nécessaires.

5. Conclusion

Dans ce chapitre, la planification de trajectoires de dépose de composite sur surface complexe à double courbure est traitée. L'objectif est de calculer des trajectoires permettant de couvrir entièrement la surface par des bandes de composite ou des groupes de fibres tout en respectant trois contraintes imposées par le matériau et le procédé. La première contrainte d'espacement constant entre deux bandes successives est assurée en calculant des trajectoires parallèles à une première courbe dite courbe de référence. Il reste donc deux autres contraintes à vérifier : le steering et la direction.

Afin de gagner en qualité et en productivité, les trajectoires calculées doivent permettre de minimiser les découpes de composite. En effet, les découpes sont nécessaires afin de respecter la contrainte de direction sur l'ensemble de la surface. Bien que l'utilisation de courbes parallèles soit détaillée dans la littérature, le choix de la courbe de référence n'est en général peu ou pas expliqué. Ainsi, nous proposons deux méthodes de calcul de cette courbe de référence de façon à minimiser les découpes tout en respectant les contraintes.

Les tests menés sur des pièces aéronautiques réelles ont montré que les méthodes de planification de trajectoires proposées permettent de prendre en compte la géométrie de la surface et ses changements de courbure Gaussienne afin d'optimiser la direction de la courbe

de référence. Ainsi l'optimisation de la courbe de référence permet de recentrer la direction des courbes parallèles sur la direction nominale. Pour les pièces présentant de fortes variations de courbure Gaussienne comme la "surface B", une modification locale de la direction de la courbe de référence permet de modifier la forme des courbes parallèles et ainsi de vérifier la contrainte du steering.

Finalement, les trois contraintes de direction, de steering et d'espacement sont prises en compte et la longueur de découpe est sensiblement diminuée.

L'implémentation des méthodes proposées dans Fermat Prototype a permis de valider l'efficacité et la robustesse des méthodes sur des applications industrielles.

Chapitre 3

Lissage de trajectoires

1. Problématique

L'enjeu principal des procédés de fabrication tels que l'usinage et la dépose de composite est d'obtenir la pièce à la qualité désirée en un minimum de temps. L'usinage 5 axes est utilisé pour produire des pièces complexes à haute valeur ajoutée telles que les moules, les matrices ou les pièces aéronautiques. Dans l'industrie aéronautique, les composites à matrice carbone sont également largement utilisés. Bien que l'automatisation ait rendu la dépose de composite compétitive par rapport à l'usinage, le gain de productivité reste cependant un objectif majeur.

Pour les procédés d'usinage ou de dépose multiaxes, améliorer le suivi de trajectoire est un moyen de minimiser le temps de production. En effet, des perturbations de la trajectoire peuvent générer des ralentissements de la machine et des défauts sur la pièce. Ces perturbations, présentes sur les trajectoires générées par le logiciel actuel TapeLay proposé par Forest-Liné, sont présentées au paragraphe 1.2. En particulier, les discontinuités sur la variation de l'orientation de l'axe outil engendrent des mouvements importants des axes rotatifs de la machine ainsi que des mouvements de correction des axes linéaires. Comme les axes rotatifs sont généralement moins dynamiques que les axes linéaires, ces perturbations ralentissent la machine.

Ainsi, afin d'améliorer le comportement cinématique des machines-outils, le lissage des axes rotatifs s'avère efficace. Nous proposons au paragraphe 4, des méthodes de lissage permettant d'améliorer le suivi de trajectoires de drapage. Afin de pouvoir mettre en place le lissage des axes rotatifs dans l'Espace Machine, l'écriture de la Transformation Géométrique Inverse est nécessaire (paragraphe 2). Bien que les méthodes de lissage proposées s'avèrent efficaces en termes de réduction du temps de dépose, elles n'apportent pas la garantie du respect de la qualité de la pièce produite. Pour remédier à ce problème, des méthodes de lissage avec contrôle de l'erreur sont proposées au paragraphe 5. Une méthode de prise en compte des déformations du rouleau de dépose lors de la fabrication afin d'optimiser l'orientation de la tête de dépose est présentée au paragraphe 3.

1.1. Comportement cinématique des machines-outils

La machine de drapage de composite étudiée dans le cadre de nos travaux présente une structure portique à 3 axes de translation sur laquelle est montée une tête de dépose à 2 degrés de liberté en rotation (Figure 1-11). Cette machine est pilotée par une Commande Numérique Siemens 840 D. De par son architecture, les caractéristiques dynamiques de ses axes et de par sa commande, cette machine est donc proche d'un centre d'usinage 5 axes. L'usinage 5 axes a été largement étudié par la communauté scientifique mais il reste cependant des améliorations à apporter au niveau du calcul de trajectoires afin d'améliorer le comportement cinématique de la machine-outil. Ceci doit permettre d'éviter les ralentissements qui augmentent le temps d'usinage et provoquent des marques sur la pièce. Cette réflexion peut également être menée pour le drapage 5 axes où l'on recherche aussi l'amélioration de la productivité et le respect de la qualité.

En usinage 5 axes, le suivi de trajectoires génère des mouvements des axes rotatifs ainsi que des mouvements de correction des axes de translation afin de contrôler la position de l'outil dans l'Espace Pièce [Bohez02]. Pendant l'usinage, sont considérés menant soit les axes de rotation soit les axes de translation. Leurs vitesses définissent la vitesse d'avance limite atteignable le long de la trajectoire. Pourtant, améliorer le comportement cinématique de ces axes n'est pas toujours suffisant pour réduire le temps d'usinage. Ainsi il est nécessaire d'agir sur la génération de la trajectoire afin d'améliorer le comportement cinématique machine.

L'optimisation du comportement des machines prend en compte les aspects géométriques et cinématiques tels que le lissage de trajectoires, le calcul de trajets à vitesse d'avance constante [Fleisig01] et la réduction des ralentissements et du temps d'usinage [Castagnetti07]. Il existe plusieurs méthodes d'optimisation de l'orientation basées sur l'aspect cinématique : génération de trajectoires suivant les directions de performances cinématiques maximales [Kim02b] ; proposition de courbes polynomiales comme format d'interpolation [Langeron04] ; lissage de l'orientation par la méthode des quaternions [Ho03] ; optimisation de l'orientation pour l'évitement de collisions [Wang07]. Notons que ces méthodes s'appliquent dans l'Espace Pièce.

Cependant, nous considérons que l'optimisation de la consigne des axes machine (A et C par exemple) est plus efficace que l'optimisation des coordonnées I, J, K de l'axe outil car l'efficacité du lissage est directement atteinte dans l'Espace Machine. Castagnetti propose une

méthode de lissage dans l'Espace Machine basée sur une approximation polynomiale [Castagnetti07]. Plus le degré de la courbe polynomiale calculée est élevé, plus celle-ci est proche de la courbe initiale. Les expérimentations montrent que le lissage permet de réduire le temps d'usinage en augmentant la vitesse d'avance. De plus, une évolution lissée permet de réduire les ralentissements et les marques sur la pièce.

Les trajectoires de dépose de composite générées par le logiciel TapeLay et les perturbations auxquelles elles sont soumises sont présentées au paragraphe suivant. Nous proposons ensuite des méthodes de lissage de trajectoire dans l'Espace Machine afin de limiter les ralentissements causées par ces perturbations. Les limites de TapeLay sont également décrites afin d'améliorer la génération de trajectoires dans Fermat Prototype.

1.2. Analyse des perturbations de la trajectoire

L'objectif est d'analyser les trajectoires de dépose sur 4 couches d'une pièce représentative des pièces produites en drapage fournie par Forest Liné (DC-Part-FLC Figure 3-1). Les critères d'évaluations sont :

- l'homogénéité de la répartition des points de passage le long du trajet. Une répartition des points hétérogène peut conduire à des ralentissements ;
- la présence d'éventuelles oscillations sur les axes de rotation. Les oscillations sont le problème principal car elles engendrent des ralentissements de la machine, dus au changement de sens de déplacement des axes ;
- les mouvements des axes de rotation d'amplitude importante entre deux points successifs. De tels mouvements engendrent une sollicitation trop importante des moteurs d'axes et risquent d'endommager la bande.

Les quatre plis possèdent quatre orientations ISO différentes (-45° , 0° , 45° , 90°) mais les perturbations rencontrées sont similaires quelque soit le pli considéré (Figure 3-1).

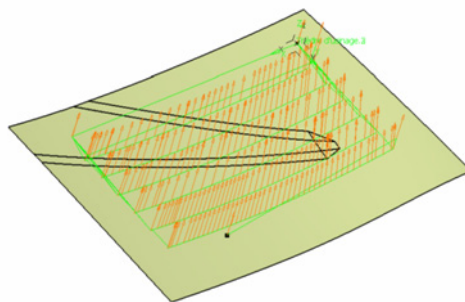


Figure 3-1 : surface de dépose des lés de la pièce DC-Part-FLC.

1.2.1. Répartition des points

Lors de la génération de la trajectoire dans l'Espace Pièce, on peut observer une répartition hétérogène des points de passage le long de la trajectoire. Cette répartition des points (présentée Figure 3-2) engendre des perturbations dans le traitement du flux de données par la CN qui peut conduire à un ralentissement. En effet, lorsque la fonction *Compcurv* de la CN est active, les points de passage sont interpolés puis approximés par une courbe polynomiale [Siemens06]. Une répartition hétérogène des points perturbe l'interpolation et peut conduire à des oscillations.

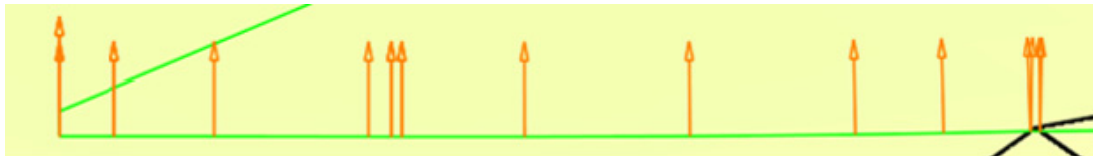


Figure 3-2 : répartition hétérogène des points.

Afin d'améliorer le suivi de trajectoire, un ré-échantillonnage de la trajectoire est donc nécessaire. Le pas d'échantillonnage est fonction de la précision voulue du trajet. Un écart de position de 0,2 mm est toléré. Cet écart s'explique par le fait que la déformabilité du rouleau et l'effort de compactage permettent d'assurer le contact du rouleau avec la pièce même si le point de passage n'est pas exactement sur la surface. Ainsi, vu les faibles courbures des pièces produites en drapage, un échantillonnage de 100 mm est suffisant pour respecter la précision voulue. Par exemple, pour une pièce cylindrique de 10 m de rayon, un échantillonnage de 126 mm est ainsi suffisant.

1.2.2. Points doubles

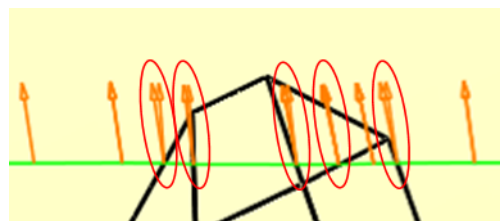


Figure 3-3 : identification de points doubles.

On observe la présence de couples de points très proches (dits "points doubles") avec une orientation de l'outil différente (Figure 3-3). En effet, les points doubles apparaissent aux frontières entre carreaux de surface. Le changement d'orientation de l'outil entre deux points doubles n'est pas dû à un problème de calcul de normale mais aux orientations différentes de

deux carreaux de surface adjacents. En effet, les différents carreaux composant la surface sont généralement raccordés sans continuité en tangence.

Le changement brusque d'orientation de l'outil engendre un fort ralentissement de la machine. En effet, comme les axes de translation et de rotation sont synchronisés, la vitesse d'avance est réduite par la CN afin de laisser le temps aux axes rotatifs de se réorienter.

Une solution pour régler ce problème de points doubles consiste à supprimer un des deux points doubles après la génération de trajectoires. Pour les trajectoires générées avec TapeLay, les points doubles sont identifiés comme deux points dont la distance relative est inférieure à une distance donnée pouvant atteindre quelques millimètres. Dans ce cas, le deuxième point créé est automatiquement supprimé. Dans Fermat Prototype, le choix est fait de générer des points répartis de façon homogène même si la trajectoire traverse plusieurs carreaux.

1.2.3. Oscillations

Suite à l'analyse de trajectoires de dépose générées avec TapeLay et fournies par Forest-Liné, un problème d'oscillations sur les axes rotatifs A et C (Figure 3-4) de la machine Atlas 5 axes est mis en évidence.

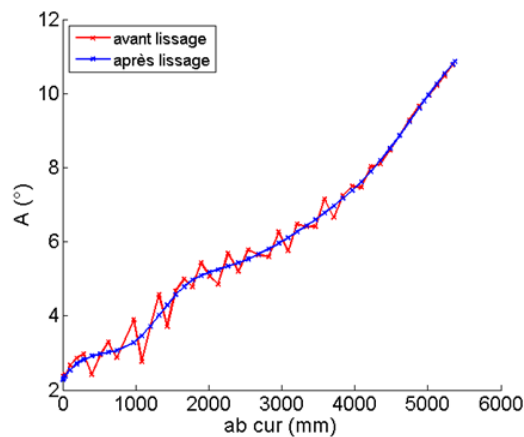


Figure 3-4 : oscillations sur l'axe A .

Ce problème apparaît sur des trajectoires construites non pas sur la surface de base (surface de l'outillage) mais sur les trajectoires construites sur des surfaces "update" dont la géométrie est plus complexe. Une surface update correspond à la surface de l'outillage sur laquelle plusieurs couches de composite ont été déposées. La complexité des surfaces update est due à l'empilement successif de différents plis qui peuvent être imbriqués les uns dans les autres ce qui conduit à une pièce d'épaisseur variable selon les zones (Figure 3-5). Vu le

nombre important de couches composant une pièce (jusqu'à 200 couches), les surfaces update ne sont pas calculées explicitement. Les variations d'épaisseur des différentes couches sont prises en compte en évaluant la position des points sur une surface update à l'aide d'une fonction dite de "carottage". Le point de la surface update P_u est calculé par la fonction de carottage avec la formule suivante :

$$P_u = P + (N_{pli} \times ep_{pli}) \cdot N \quad 3-1$$

Avec P le point de la surface de base, N la normale à la surface de base en P , N_{pli} le nombre de plis et ep_{pli} l'épaisseur d'un pli.

L'axe outil théorique, colinéaire à la normale à la surface au point de contact, est modifié grâce à la fonction de carottage aux deux points extrémité du rouleau (Figure 3-5). Comme la construction de la surface update ne prend pas en compte la déformation du composite qui vient épouser la couche précédente, la surface update possède des discontinuités en tangence (voir pli théorique Figure 3-5). L'approximation de la surface update est en partie à l'origine des oscillations sur l'axe outil. La deuxième cause des oscillations est la géométrie en elle-même de la surface update. En effet, chaque couche du laminé est constituée de plusieurs plis mais les plis ne sont pas toujours identiques entre les différentes couches ce qui conduit à des surfaces update de géométrie plus complexe que la surface de base.

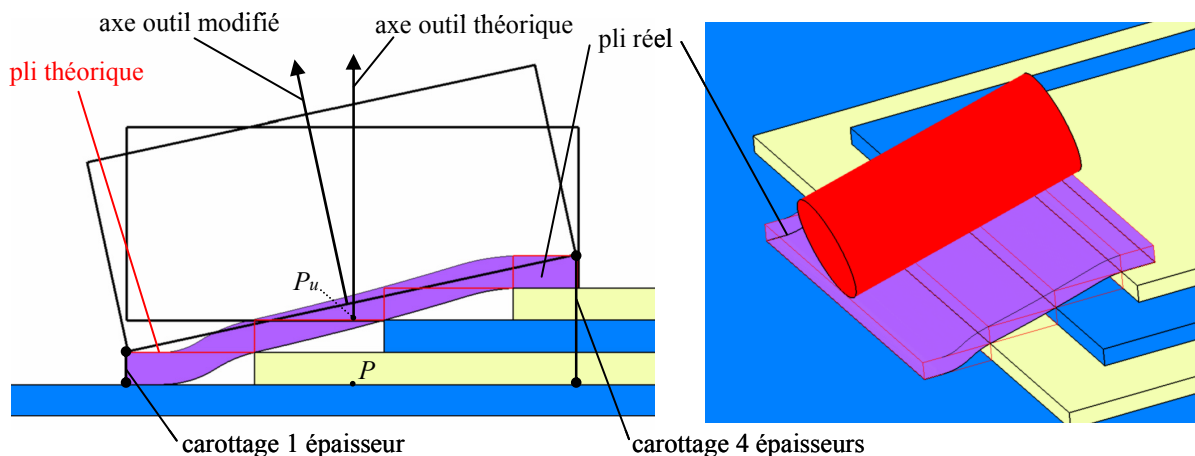


Figure 3-5 : modification de l'axe outil par "carottage" en fonction de la surface update.

L'autre phénomène qui peut être à l'origine d'oscillations sur l'axe outil est l'utilisation de surfaces maillées. En effet, certains logiciels de FAO utilisent des surfaces discrétisées. Le maillage étant une approximation de la surface réelle, une perte de précision est inévitable et peut mener à une erreur sur le calcul des vecteurs normale surface.

Quelque soit la cause des oscillations sur les consignes des axes A et C , elles sont néfastes à la productivité et à la qualité. En effet, ces oscillations, bien que de faible amplitude (inférieure à $0,05^\circ$), engendrent des ralentissements de la machine dus aux changements de sens de rotation des axes. De plus ces oscillations engendrent des contraintes de torsion qui peuvent dégrader la bande de carbone.

1.2.4. Présence des pyramides

Généralement, les pièces aéronautiques produites en drapage possèdent une surface extérieure lisse pour répondre à des exigences aérodynamiques. Par contre la surface intérieure n'impose pas une telle contrainte. Ainsi, on trouve régulièrement sur les surfaces intérieures des zones de renfort en forme de pyramide (Figure 3-6). Ces pyramides sont constituées d'une surface offset et de surfaces de raccord (Figure 3-7). Des discontinuités en tangence apparaissent donc à la jonction des différentes surfaces. Lorsqu'une trajectoire passe dans une zone de pyramide, on observe un saut sur les axes rotatifs.

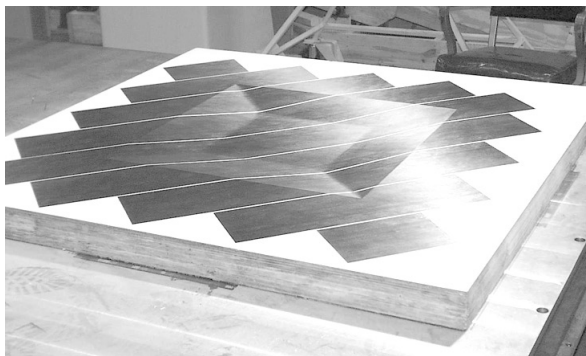


Figure 3-6 : exemple de renfort en forme de pyramide [Grimshaw01b].

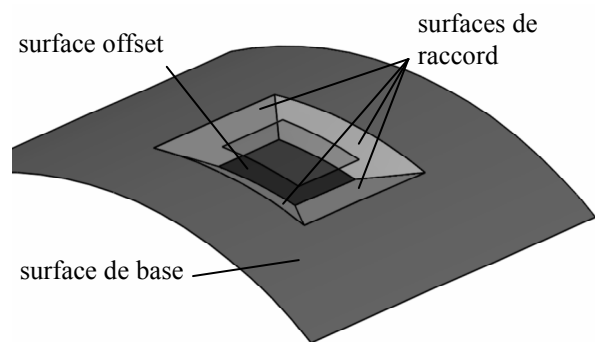


Figure 3-7 : construction d'une pyramide.

La présence de pyramides sur les surfaces à recouvrir est une spécificité du procédé de dépose de composite. Ainsi, nous devons proposer des trajectoires adaptées à ces perturbations de façon à améliorer le suivi de trajectoire.

1.2.5. Déformation du rouleau de dépose

Lors de la fabrication, un effort dit "de compactage" est appliqué au rouleau par la tête de dépose. Ainsi le rouleau vient s'écraser pour épouser au mieux la surface à recouvrir. Afin de faciliter la déformation du rouleau sur la surface, l'orientation de la tête de dépose peut être différente de l'orientation classique normale à la surface. On cherche à donner au rouleau l'orientation dite "naturelle" qui est l'orientation prise par le rouleau si une compliance

angulaire est active pendant la dépose. Cette orientation est celle qui permettra d'homogénéiser les contraintes de compression dans le rouleau est donc de maximiser le contact entre le rouleau et la surface à recouvrir.

La solution la plus simple permettant de prendre en compte le profil de contact entre le rouleau et la surface dans le plan normal à la trajectoire est la modification de l'axe outil par la méthode de carottage présentée Figure 3-5. Nous proposons au paragraphe 3 une méthode de calcul de cette orientation naturelle basée sur un modèle statique de calcul d'effort.

1.3. Conclusion

Les trajectoires de dépose de composite générées avec les logiciels de FAO actuels comme TapeLay présentent des perturbations engendrant des ralentissements lors de la fabrication. En effet, il apparaît que les méthodes de calcul utilisées sont purement géométriques et ne tiennent pas compte du comportement cinématique de la machine lors du suivi de trajectoires. Comme les axes de celle-ci présentent des valeurs de jerk faibles, une perturbation induit directement un ralentissement significatif. L'analyse montre que deux phénomènes sont prépondérants.

Le premier concerne la répartition hétérogène des points le long de la trajectoire, qui induit une difficulté de traitement par la CN. En particulier les points doubles présents au niveau des raccords entre carreaux sur la surface doivent être supprimés au moment du post-processing.

Le second concerne l'empilement des couches de composite et le passage des zones de pyramides. En effet, le système de FAO modélise de manière imprécise l'empilement des couches. L'offset obtenu est alors local et induit une grande variabilité de la normale à la surface. Or celle-ci est utilisée pour calculer l'orientation de la tête. De même, l'orientation de la tête est perturbée au passage d'une pyramide. Ainsi ces perturbations au niveau de l'évolution de l'orientation conduisent à des ralentissements de la machine.

Après la présentation de la cinématique de la machine de drapage au paragraphe suivant, nous proposons ensuite des méthodes de modification des trajectoires afin de d'optimiser le comportement cinématique de la machine.

2. Drapage de bandes sur une machine 5 axes

Afin de proposer des méthodes de lissage dans l'Espace Machine, l'écriture du Modèle Géométrique Inverse (MGI) est nécessaire. Pour cela, nous présentons la paramétrisation du modèle géométrique et le MGI de la machine.

2.1. Paramétrisation du Modèle Géométrique

Le Modèle Géométrique Inverse permet d'exprimer la position de chacune des liaisons motorisées (X, Y, Z, A, C) en fonction de la pose de l'effecteur dans l'Espace Pièce. Le formalisme utilisé pour la modélisation géométrique est celui proposé par Khalil (méthode de Denavit-Hartenberg) [Khalil86]. Un repère est associé à chaque élément de manière cohérente avec le formalisme choisi. Ainsi un repère R_0 est associé au bâti. Les repères R_1 à R_4 sont associés aux éléments mobiles de la machine. Le repère R_5 est défini de sorte que x_5 soit l'axe du rouleau (Figure 3-8). Rappelons que (X, Y, Z) correspond au repère machine.

La position et l'orientation des repères R_1 à R_5 se fait suivant des règles particulières. Considérons le repère R_i , $i=1,...,5$. Le centre du repère O_i est situé sur l'axe de la liaison L_i et est le pied de la perpendiculaire commune aux axes des liaisons L_i et L_{i+1} . Si les deux axes sont parallèles, une perpendiculaire commune est choisie arbitrairement. x_i est le vecteur unitaire de cette perpendiculaire commune, orienté de l'axe de la liaison L_i vers celui de la liaison L_{i+1} . Si les axes des deux liaisons sont concourants ou confondus, l'orientation est choisie suivant des considérations de simplification. z_i est porté par l'axe de la liaison L_i et y_i est tel que le repère R_i soit orthonormé direct. Le passage du repère R_i à R_{i+1} s'exprime alors en fonction de quatre paramètres géométriques :

- α_{i+1} : angle entre les axes z_i et z_{i+1} , mesuré autour de l'axe x_i ;
- d_{i+1} : distance entre les axes z_i et z_{i+1} , mesurée le long de l'axe x_i ;
- θ_{i+1} : angle entre les axes x_i et x_{i+1} , mesuré autour de l'axe z_{i+1} ;
- r_{i+1} : distance entre les axes x_i et x_{i+1} , mesurée le long de l'axe z_{i+1} .

Les paramètres géométriques de la machine Atlas 5 axes sont donnés en ANNEXE 2.

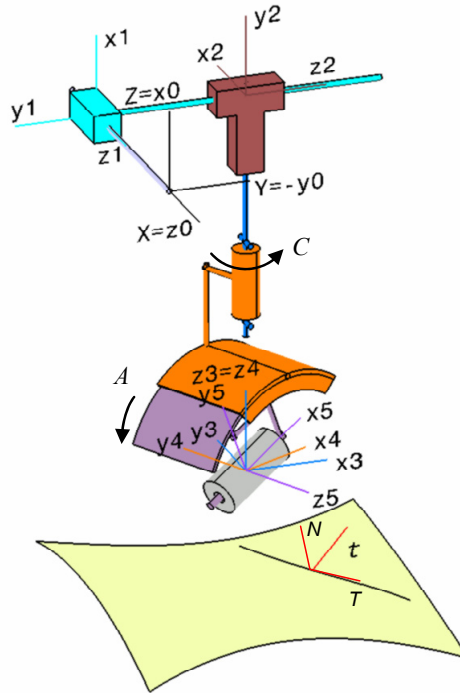


Figure 3-8 : paramétrisation du modèle géométrique de la machine Atlas 5 axes.

Les repères ainsi définis sont utilisés pour écrire le MGI.

2.2. Modèle Géométrique Inverse

L'expression du MGI passe par la définition de relations mathématiques permettant de passer de l'Espace Opérationnel de la tâche (ou Espace Pièce) à l'Espace Articulaire (ou Espace Machine). Pour positionner le repère R_5 du rouleau par rapport à la surface à draper, les vecteurs suivant sont utilisés :

- N : vecteur unitaire normal à la surface ;
- T : vecteur unitaire tangent à la trajectoire ;
- t : vecteur normal géodésique. Soit $t = (N \wedge T) / \|N \wedge T\|$

L'orientation de la tête de dépose est définie dans l'Espace Pièce vis-à-vis de contraintes liées au drapage. Ainsi le repère du rouleau R_5 doit être orienté suivant la normale à la surface N et la tangente à la trajectoire T . Toutefois, la machine de drapage ne possédant que deux degrés de liberté en rotation, le repère R_5 ne peut pas être superposé au repère (N, T, t) . Ainsi il est impossible d'aligner à la fois l'axe y_5 par rapport à N et l'axe z_5 par rapport à T (voir Figure 3-8). On choisit donc d'orienter uniquement le rouleau normal à la tangente à la trajectoire et donc d'orienter x_5 suivant t afin de positionner la bande suivant la centerline.

Néanmoins les pièces produites en drapage ont des formes assez planes avec des normales surfaces variant assez peu. Ainsi l'angle entre y_5 et N restera faible au cours de la dépose ce qui assure une direction de l'effort de compactage satisfaisante. En effet, l'effort de compactage nécessaire pour coller la bande sur la surface doit être orienté suivant une direction précise. Cette direction est choisie dans un premier temps suivant la normale à la surface. Nous verrons au paragraphe 3 que cette direction peut être optimisée.

Finalement la contrainte de positionnement de la machine par rapport à la surface est donc d'orienter x_5 suivant t . Pour cela on utilise les matrices de passage du repère i au repère j : ${}^i T_j$. Les ${}^i T_j$ sont des matrices (4×4) données en ANNEXE 3.

$${}^{R_p} x_5 = {}^{R_p} t = {}^{R_p} T_5 \times \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} t_x \\ t_y \\ t_z \\ 0 \end{bmatrix} \text{ avec } {}^{R_p} T_5 = {}^{R_p} T_0 \times {}^0 T_1 \times {}^1 T_2 \times {}^2 T_3 \times {}^3 T_4 \times {}^4 T_5 \quad 3-2$$

${}^{R_p} x_5$ et ${}^{R_5} x_5$ sont les expressions de t respectivement dans R_p et R_5 . Le système 3-2 devient :

$$\begin{bmatrix} t_x \\ t_y \\ t_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\sin(C) \times \cos(A) \\ \cos(C) \times \cos(A) \\ \sin(A) \end{bmatrix} \quad 3-3$$

Ainsi on a : $\sin(A)=t_z$ et $\cos^2(A)=t_x^2+t_y^2$. Deux espaces de solutions existent alors : $A_1 \in [-\pi/2 ; \pi/2]$ ou $A_2 \in [\pi/2 ; 3\pi/2]$, avec $A_1=\arcsin(t_z)$. Or les limites articulaires de l'axe A sont $[-30^\circ ; 30^\circ]$ donc l'espace de solutions A_2 est impossible (Tableau 1-1). Finalement le MGI est donné par le Tableau 3-1 :

	$t_x < 0$	$t_x = 0$	$t_x > 0$
$t_y < 0$	$A = \arcsin(t_z) \quad C = -\arctan(t_x/t_y) + \pi$		
$t_y = 0$	$A = \arcsin(t_z)$ $C = \pi/2$	$A = 0$ C indéfini	$A = \arcsin(t_z)$ $C = -\pi/2$
$t_z > 0$	$A = \arcsin(t_z) \quad C = -\arctan(t_x/t_y)$		

avec $A \in [-\pi/2 ; \pi/2]$, $C \in [-\pi/2 ; \pi/2]$ ou $[\pi/2 ; 3\pi/2]$

Tableau 3-1 : MGI de la machine de drapage Atlas 5 axes.

L'analyse du MGI montre que cette machine possède une singularité au milieu de son espace de travail en $A=0^\circ$. Ainsi, si la trajectoire amène la machine à passer exactement par

cette position singulière, il convient d'imposer une valeur à l'axe C . Nous choisissons de maintenir C à sa valeur au point précédent.

Comme la plage de variation autorisée de l'axe C est supérieure à 360° (Tableau 1-1), il existe plusieurs possibilités pour atteindre une même orientation. C'est notamment le cas lorsque deux orientations successives sont séparées de plus de 180° . Ainsi à chaque point de passage, le post-processeur utilisant le MGI doit choisir entre la solution C et les solutions $C+2\pi$ et $C-2\pi$. Le critère de choix est alors la minimisation de la variation de l'axe C entre deux points successifs.

Le MGI permet ainsi de calculer les consignes articulaires de la machine en fonction de la pose de l'effecteur. La machine étant commandée directement par ses consignes articulaires, un lissage de l'évolution des consignes des axes rotatifs peut alors être utilisé afin de fluidifier le suivi de trajectoire. Notons que la machine peut également être commandée par l'orientation dans l'Espace Pièce sous la forme du vecteur N . Dans ce cas, le vecteur T est calculé par la CN à partir du point considéré et du point suivant de la trajectoire (fonction *compliance normale surface*).

3. Prise en compte de la déformation du rouleau

Nous étudions dans cette partie la déformation du rouleau de dépose en élastomère lors de la fabrication. Afin d'améliorer le collage du carbone sur la couche précédente, un effort de compactage est appliqué suivant l'axe $-y_5$ de la machine (Figure 3-8). Dans le cas général, l'axe outil est colinéaire à la normale à la surface afin de maximiser l'effort de compactage [Shirinzadeh04]. Cependant, il peut être judicieux de modifier l'orientation de l'axe outil afin de prendre en compte la géométrie de la surface dans le plan normal à la trajectoire. Nous proposons donc un modèle statique élémentaire permettant de calculer une meilleure orientation du rouleau en fonction de la géométrie de la surface de posage, de l'effort de compactage et du type de rouleau. L'intérêt de ce modèle est qu'il permet de calculer rapidement l'orientation optimale du rouleau de dépose. Ainsi ce modèle pourrait être intégré au calcul de trajectoire en FAO.

3.1. Modélisation statique de la déformation du rouleau

Le but de ce modèle est de répondre à la problématique de détermination de l'orientation "naturelle" du rouleau. Rappelons que l'orientation "naturelle" est l'orientation prise par le rouleau si une compliance angulaire est active pendant la dépose. C'est donc l'orientation qui équilibre la position du rouleau soumis à l'effort de compactage sur la surface. L'hypothèse forte de cette modélisation est qu'à l'équilibre, le rouleau est en contact sur toute sa longueur avec la surface du moule. De plus, on considère que le contact est localisé sur une ligne ce qui se justifie de par le faible diamètre du rouleau comparé aux grands rayons de courbure des surfaces à recouvrir.

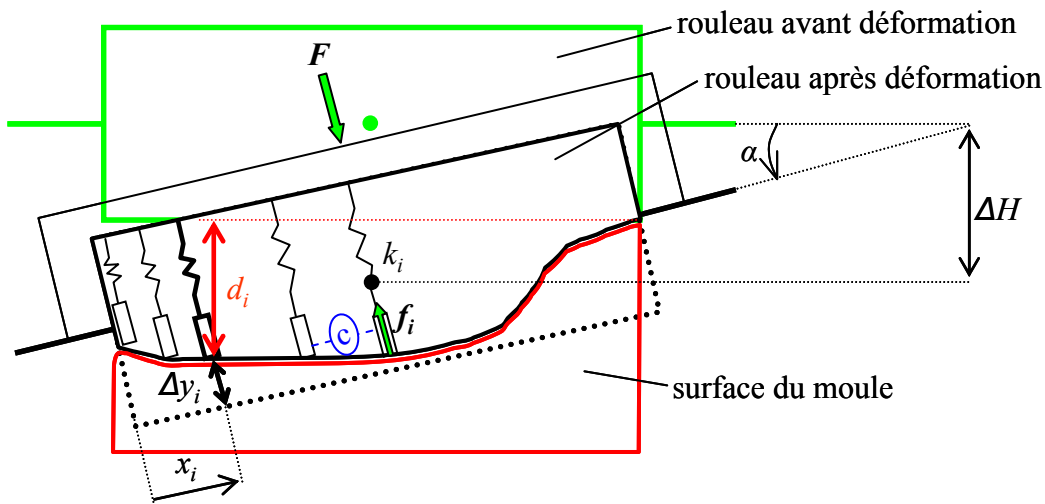


Figure 3-9 : modélisation statique du rouleau de dépose.

Comme le montre la Figure 3-9, le rouleau est modélisé comme un assemblage de ressorts discrets de raideur notée k_i . Notons que cette raideur n'est pas choisie constante en fonction de la déformation pour rendre compte du comportement hyperélastique du matériau qui est non linéaire.

Mise à part la réaction du moule, le rouleau est soumis à l'effort de compactage F appliqué sur son axe (Figure 3-9).

Chaque effort de réaction élémentaire f_i du moule sur le rouleau (dirigé perpendiculairement à l'axe du rouleau) est de la forme :

$$f_i = k_i \times \Delta y_i = a \times \Delta y_i^2 + b \times \Delta y_i \quad 3-4$$

a et b sont deux coefficients matériaux déterminés expérimentalement en identifiant la courbe effort/écrasement du rouleau sur une pique. C'est d'ailleurs la forme parabolique de cette courbe effort/écrasement d'une portion élémentaire du rouleau qui nous a orientés vers

cette modélisation. Pour le rouleau de dureté 40 shores (de couleur jaune), on identifie $a=5,6 \text{ N/mm}^2$ et $b=9,8 \text{ N/mm}$. L'identification des paramètres a été réalisée lors d'essais de compression simple sur deux piges (Figure 3-10 et Figure 3-11). Dans ce cas, on considère que chaque pige est en contact avec une portion élémentaire du rouleau. L'effort de compression se divise équitablement sur les deux piges donc les coefficients calculés sont divisés par deux. Le coefficient de détermination (R^2) par rapport à la moyenne sur 5 mesures est de 0,9995.

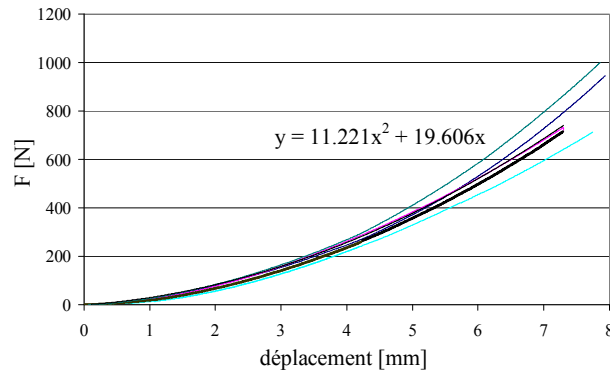


Figure 3-10 : mesure effort/déformation lors de la compression du rouleau sur 2 piges. En traits fins, 5 mesures ; en trait gras, moyenne des mesures.

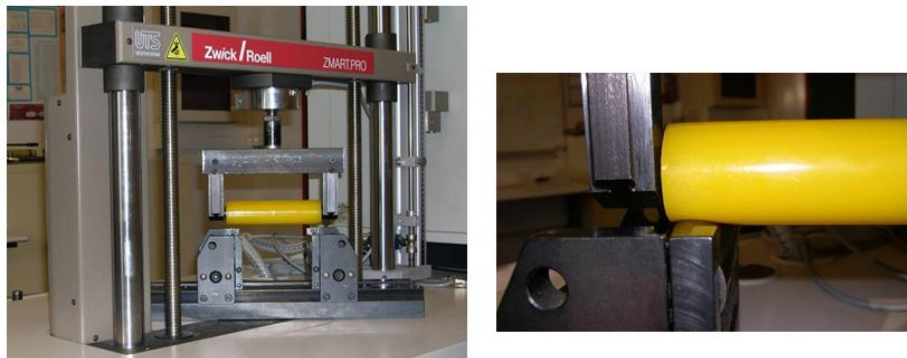


Figure 3-11 : essais de compression.

Une fois les paramètres a et b identifiés, il reste à simuler le comportement. Pour cela, nous appliquons le Principe Fondamental de la Statique au rouleau :

$$\begin{cases} \sum F_{ext} = 0 \\ \sum M_{ext} = 0 \end{cases} \Rightarrow \begin{cases} F - \sum_i f_i = 0 \\ \sum_i f_i \times x_i = 0 \end{cases} \Rightarrow \begin{cases} F - a \times \sum_i \Delta y_i^2 - b \times \sum_i \Delta y_i = 0 \\ a \times \sum_i (\Delta y_i^2 \times x_i) + b \times \sum_i (\Delta y_i \times x_i) = 0 \end{cases} \quad 3-5$$

$$\text{Avec : } \Delta y_i = R \times (1 - \cos(\alpha)) + \cos(\alpha) \times (\Delta H - d_i) - \sin(\alpha) \times x_i \quad 3-6$$

Les données du problème sont : d_i le profil de la surface de contact ; R le rayon du rouleau et F l'effort de compactage.

Les inconnues sont : α l'angle de rotation du rouleau représentant l'orientation naturelle ; ΔH le déplacement vertical du rouleau à partir du contact du premier point du rouleau.

Il faut donc résoudre un système de deux équations non linéaires à deux inconnues. Pour cela nous utilisons la fonction Matlab *Fsolve* qui est basée sur la méthode de Newton avec comme solution de départ la solution correspondant au cas où k_i est constant et égal à 50 N/mm². Cette valeur correspond au cas où on identifie la courbe effort/écrasement de la Figure 3-10 par une droite. Pour α , cette solution correspond dans ce cas à l'orientation de la droite des moindres carrés du profil de contact qui est une première approximation de l'orientation naturelle. La solution initiale est donc :

$$\alpha_{initial} = \left(\sum_i d_i \times x_i \right) / \sum_i x_i^2 \quad 3-7$$

$$\Delta H_{initial} = (F + \sum k \times d_i) / (n \times k) \quad 3-8$$

Ce modèle est testé sur un le profil test présenté Figure 3-12 avec $F = 600$ N (effort nécessaire au contact) en utilisant la solution initiale précédemment décrite.

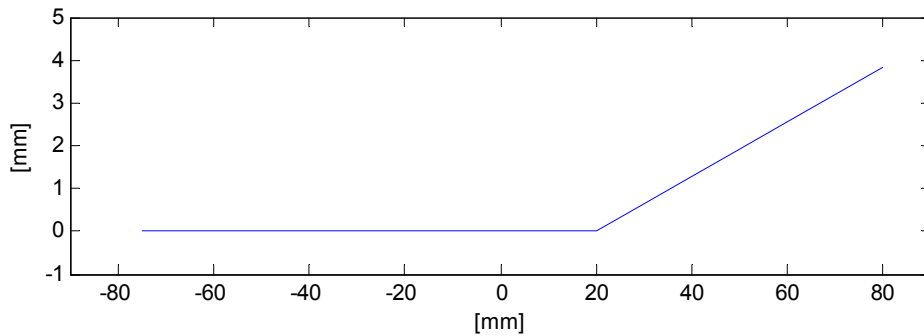


Figure 3-12 : profil test.

La solution initiale (correspondant à k_i constant) de l'optimisation est :

$$\alpha_{initial} = 0,920^\circ \text{ et } \Delta H_{initial} = 3,75 \text{ mm} \quad 3-9$$

La solution finale est :

$$\alpha = 1,455^\circ \text{ et } \Delta H = 4,87 \text{ mm} \quad 3-10$$

Afin de vérifier la validité du modèle dont les paramètres ont été identifiés par un essai de compression sur des piges, un essai de compression sur le profil test a été réalisé (Figure 3-13). L'écrasement ΔH relevé lors de l'essai est de 3,96 mm ce qui représente une erreur de 18,7 %. L'orientation α du rouleau mesurée est de $1,27^\circ$ ce qui représente une erreur de 13 %.



Figure 3-13 : essai de compression sur le profil test.

En conclusion, ce modèle statique a l'avantage d'être simple et pourrait donc être intégré au calcul de trajectoire afin d'orienter le rouleau suivant la normale naturelle. Une amélioration possible de ce modèle consisterait à prendre en compte le comportement en cisaillement du rouleau représenté par le "c" entouré Figure 3-9. En effet, chaque portion élémentaire du rouleau est liée aux portions adjacentes. Un modèle élastique de cette liaison pourrait donc être testé. Néanmoins, la précision attendue est atteinte avec la modélisation simplifiée présentée. Un modèle Elément Finis plus complexe a été développé dans le cadre d'un Projet de Fin d'Etude et permet d'une part de valider le modèle statique et d'autre part de montrer son intérêt. La détermination de l'orientation naturelle a également été validée lors d'essais de dépose présentés au paragraphe 5.4.2.

3.2. Validation par calcul Eléments Finis

Le modèle Eléments Finis développé sous Ansys par Pinto permet de prédire la déformation du rouleau lors de la dépose [Pinto09]. Une loi de comportement hyperélastique basée sur le modèle de Mooney Rivlin est identifiée grâce à des essais en laboratoire de compression du rouleau sur un plan. Ce modèle, qui a été validé par des essais de compression sur une surface inclinée représentative des pyramides, permet de prédire les contraintes et les déformations du rouleau lorsqu'il est écrasé sur une surface. Ce modèle Eléments Finis nous permet de comprendre les phénomènes physiques mis en jeu lors de la déformation du rouleau. L'analyse des contraintes dans le rouleau permet de valider le calcul de l'orientation naturelle donné par le modèle statique.

La Figure 3-14 montre des résultats des simulations Ansys de l'écrasement du rouleau sur le profil test de la Figure 3-12. Afin de valider la pertinence du modèle statique présenté précédemment, la 1^{ère} contrainte principale du rouleau est tracée pour une orientation du rouleau orthogonale au vecteur normal surface au point piloté et pour l'orientation naturelle calculée avec le modèle statique (rotation de 1,455°).

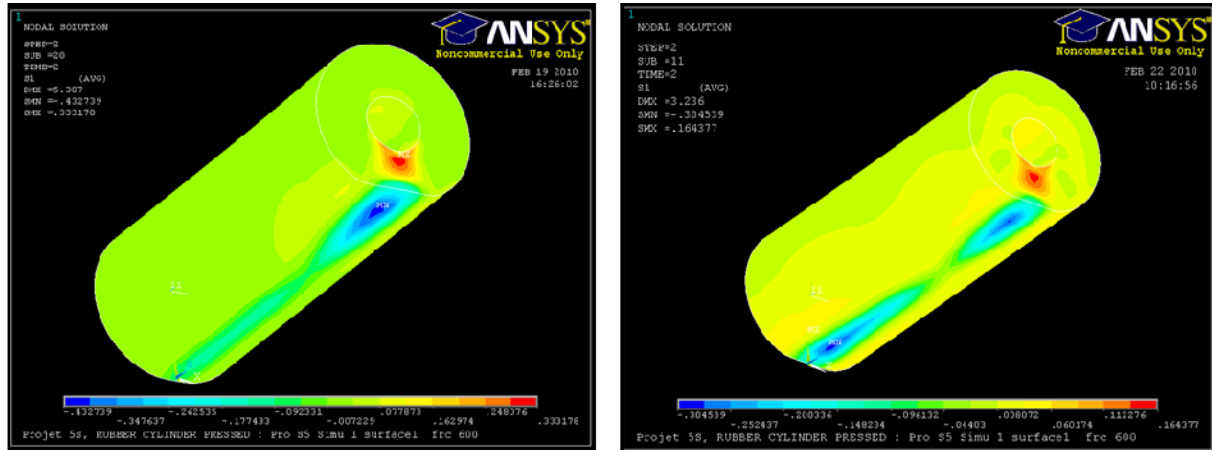


Figure 3-14 : 1^{ère} contrainte principale du rouleau lors de l'écrasement sur le profil test avec un effort de 600 N. A gauche orientation normale à la surface ; à droite, orientation naturelle (rotation de 1,455°).

La Figure 3-15 montre que la pression de contact au niveau de la ligne de contact pour une rotation du rouleau de 1,455° est plus homogène que pour une rotation de 0°. En effet la pression maximale est diminuée de 27 % tout en assurant une moyenne des pressions équivalente. Ainsi sur la partie gauche du profil, le compactage sera meilleur, alors que sur la partie droite le compactage reste suffisant sans risque d'endommager le rouleau à cause d'un écrasement trop important. Ceci montre donc qu'orienter le rouleau suivant l'orientation naturelle permet d'améliorer le contact du rouleau sur la surface et ainsi le compactage.

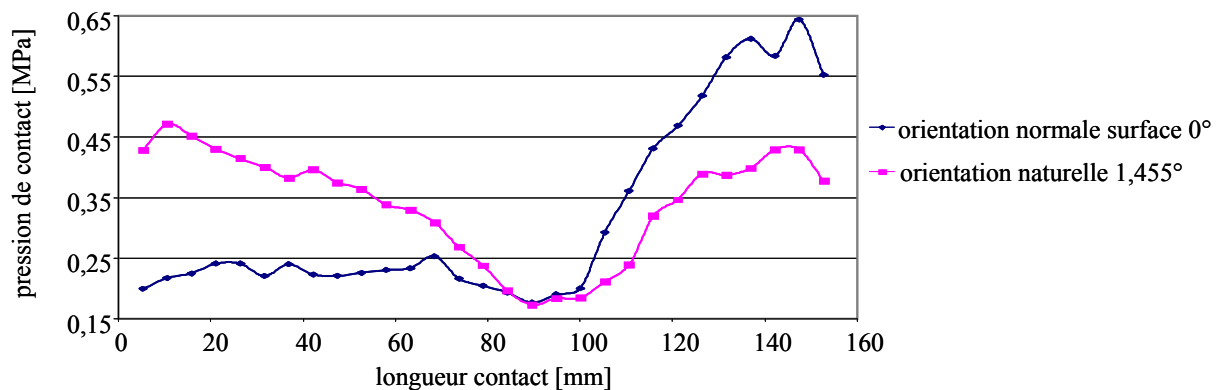


Figure 3-15 : pression de contact au niveau de la ligne de contact lors de l'écrasement du rouleau sur le profil test avec un effort de 600 N.

3.3. Conclusion

Les simulations numériques montrent que la prise en compte de la forme de la surface dans le calcul de l'orientation du rouleau permet d'améliorer la pression de contact du composite sur la surface et ainsi la qualité de la dépose. De plus le modèle statique de déformation du rouleau permet de calculer rapidement l'orientation naturelle du rouleau avec une précision correcte. Précisons que pour le modèle statique, seul le profil de la surface dans le plan normal à la tangente de la trajectoire a été pris en compte. Ceci revient à émettre l'hypothèse que le rouleau est en contact avec la surface uniquement sur une ligne (cette hypothèse se justifie à cause des faibles courbures des surfaces de dépose).

Le calcul d'orientation naturelle à partir du modèle statique pourrait être intégré au calcul de trajectoires afin d'améliorer l'orientation du rouleau. En effet, les logiciels de FAO existants tels que TapeLay ne proposent qu'une orientation d'axe outil normale à la surface ou corrigée par la méthode du "carottage" qui est peu précise.

4. Méthodes de lissage sans contrôle de l'erreur de lissage

Afin de résoudre le problème d'oscillation des axes rotatifs, nous proposons quatre méthodes de lissage ou de déformation de la trajectoire : la rigidification, le filtrage des consignes A et C par un filtre passe-bas, le filtrage de l'orientation dans l'Espace Pièce par un filtre passe-bas et l'interpolation ou l'approximation par une Bspline. Ces méthodes permettent de d'améliorer le suivi de trajectoire mais induisent une erreur sur l'orientation de l'outil qui doit être évaluée. Nous verrons au paragraphe 5 qu'il est possible de contrôler cette erreur afin d'assurer la qualité de la pièce.

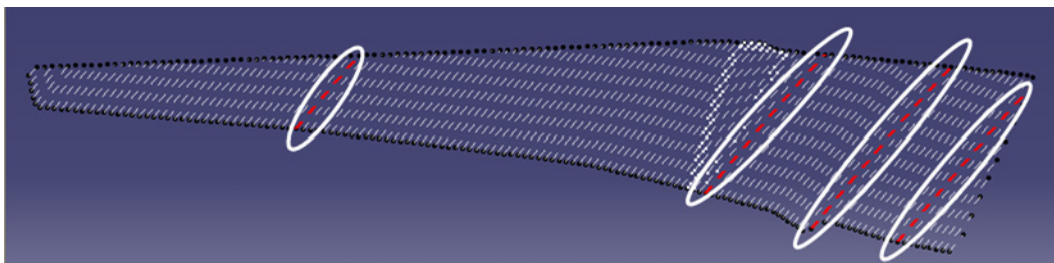


Figure 3-16 : de gauche à droite, les lés 43, 104, 122 et 135 de la pièce Aile.

Les méthodes proposées sont comparées en termes de temps de dépose à vide sur les trajectoires de la pièce "Aile" qui correspond à une couche update à 45° d'une aile d'avion

(Figure 3-16). Les quatre trajectoires les plus perturbées correspondant aux lés 43, 104, 122 et 135 sont étudiées plus particulièrement.

Une comparaison de l'efficacité des méthodes de lissage proposées en termes de temps de dépose à vide est présentée au paragraphe 4.4.

4.1. Méthode de rigidification

La première solution proposée, qui est aussi la plus simple, afin de régler le problème des oscillations consiste à rigidifier le comportement des axes A et C . Cela consiste à remplacer les consignes des axes, aux points où l'on observe une oscillation, par des valeurs de consigne calculées suivant une droite de régression linéaire obtenue à partir des points voisins. Considérons quatre points successifs de la trajectoire pour lesquels on observe une oscillation sur l'axe A (Figure 3-17) : $P(i)$, $P(i-1)$, $P(i-2)$ et $P(i-3)$. Les consignes de l'axe A des points $P(i-2)$ et $P(i-1)$ sont modifiées de façon à ce que les quatre points soient alignés dans l'espace de dimension 2 (s, A) avec s l'abscisse curviligne.

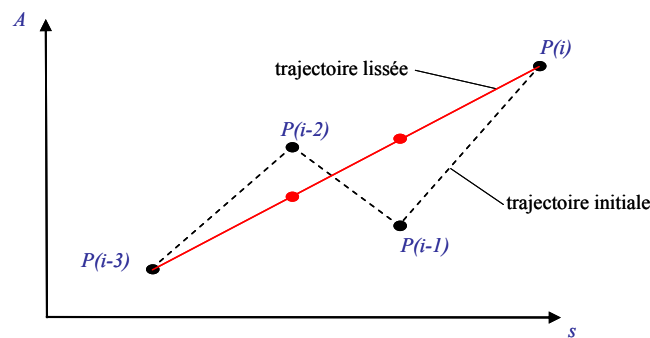


Figure 3-17 : rigidification par régression linéaire.

Cette méthode présente l'avantage d'être simple et de ne nécessiter qu'un temps de calcul réduit. Cependant elle permet uniquement de filtrer les oscillations et ne permet pas de lisser d'autres types de discontinuités telles que les discontinuités en courbure.

Nous avons appliqué cette méthode de rigidification aux trajectoires de la pièce "Aile" (Figure 3-20). Le nombre d'oscillations est passé de 584 à 20 pour A et de 612 à 14 pour C pour une trajectoire de 6476 points et de 142 lés soit une réduction d'environ 97 % du nombre des oscillations. Les corrections effectuées sur les axes (pour les 4 lés n° 43, 104, 122 et 135) sont en moyenne de $0,005^\circ$ sur C et $0,1^\circ$ sur A (Tableau 3-2). Afin d'éliminer les dernières oscillations, il est possible d'utiliser l'algorithme de rigidification deux fois consécutivement. En effet, comme on le voit sur l'exemple de la Figure 3-18, des oscillations peuvent persister

même après la rigidification, selon le pas de l'oscillation. Ainsi, nous ne traitons ici qu'un seul mode d'oscillation, celui de pas le plus faible entre 4 points consécutifs. Nous ne traitons pas les oscillations de pas plus important comme sur la Figure 3-19.

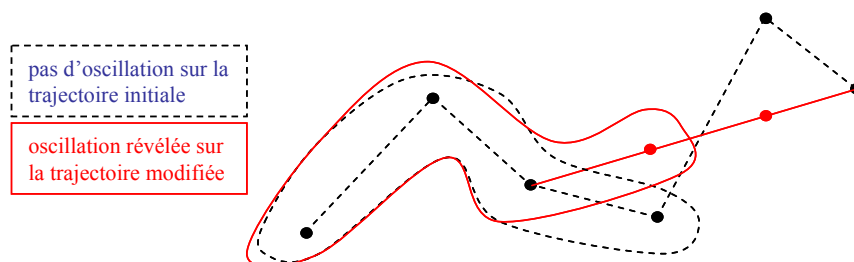


Figure 3-18 : oscillation persistante après lissage.

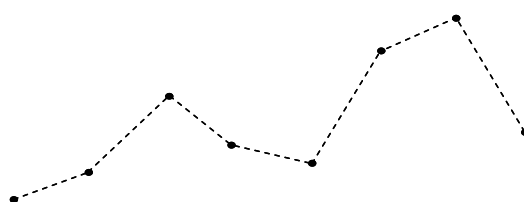


Figure 3-19 : oscillation de pas plus important non traitée.

	Erreur moyenne (°)	Ecart type des erreurs (°)	Erreur max (°)
<i>A</i>	0,1	0,23	1,39
<i>C</i>	0,005	0,01	0,09

Tableau 3-2 : erreurs sur *A* et *C* sur les 4 lés.

L'amplitude des corrections, bien qu'elle ne soit pas contrôlée, reste a priori acceptable puisque l'expérience montre que des variations d'orientation du rouleau de $0,1^\circ$ à $0,5^\circ$ (autour de la tangente à la trajectoire) en latéral et de $0,5^\circ$ à 1° en longitudinal (autour de l'axe du rouleau) ne pénalisent pas la qualité.

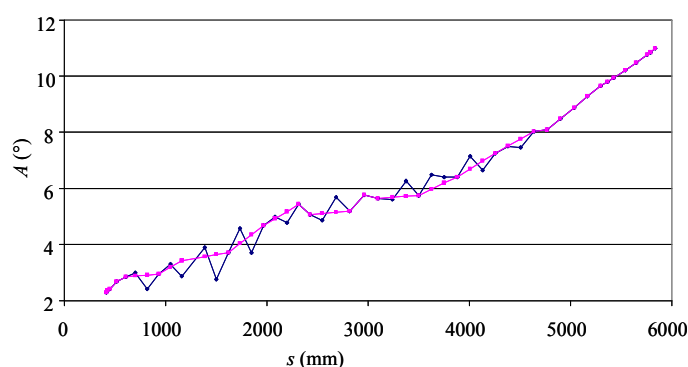


Figure 3-20 : méthode de rigidification sur le lé 135. En bleu avant lissage, en rose après.

La réduction des oscillations semble valider la pertinence de cette méthode. Cependant cette méthode ne permet pas de supprimer complètement les discontinuités en tangence de la

trajectoire. Cette méthode est également limitée puisqu'elle ne permet de traiter qu'un seul mode d'oscillation. De plus une trajectoire dépourvue d'oscillations n'est pas forcément optimale du point de vue cinématique. D'autres aspects tels que l'influence du trajet sur les variations de vitesse d'avance ou l'augmentation de l'accélération et du jerk sont également à prendre en compte [Heisel99] [Erkorkmaz01] [Fleisig01] [Castagnetti07]. En effet, pour éviter les ralentissements, il convient de maximiser les rayons de courbures et d'éliminer les discontinuités en tangence et en courbure tout au long du trajet [Pateloup05].

Afin de respecter au mieux ces contraintes, nous proposons deux autres méthodes de lissage de la trajectoire : l'utilisation de courbes Bspline (paragraphe 4.2) et le filtrage (paragraphe 4.3).

4.2. Utilisation des courbes Bspline

Cette méthode consiste à remplacer le nuage de points représentant les variations de A ou C par une courbe Bspline de degré 3 et donc continue C^2 . La première proposition est d'utiliser une Bspline calculée par interpolation d'une partie des points. La deuxième proposition consiste à modifier la position des pôles d'une Bspline d'interpolation de façon à minimiser la somme des carrés des distances du nuage de points à la courbe qui devient donc une courbe d'approximation [Piegl97] [Duc98].

4.2.1. Méthode par interpolation

L'interpolation d'une série de points a pour but de faire passer une courbe paramétrique par tous les points ou par une partie des points. Dans notre cas, la courbe passe seulement par une partie des points uniformément répartis le long du trajet. On considère donc l'ensemble de points de R^3 $\{P_j, j=0, ..., n\}$ par lesquels la courbe doit passer, avec $P_j=(t, A, C)$. Dans notre cas, le choix du nombre de points influe sur l'efficacité du lissage : en effet si le nombre de points est trop grand, les oscillations ne sont pas filtrées alors que s'il est trop petit, l'erreur commise est trop grande. Nous avons testé des courbes à 6, 10, 12 et 20 points de passage pour des trajectoires constituées de 50 à 60 points.

Soit $P(t)$ la courbe d'interpolation Bspline définie de la manière suivante :

$$P(t) = \sum_{i=0}^n N_{i,m}(t) \times P_i \quad 3-11$$

Les fonctions $N_{i,m}(u)$ sont les fonctions de base calculées par récurrence comme suit :

$$N_{i,0}(u) = \begin{cases} 1 & \text{si } u_i \leq u < u_{i+1} \\ 0 & \text{sinon} \end{cases} \quad 3-12$$

$$N_{i,m}(u) = \frac{u - u_i}{u_{i+m} - u_i} N_{i,m-1}(u) + \frac{u_{i+m+1} - u}{u_{i+m+1} - u_{i+1}} N_{i+1,m-1}(u)$$

En posant la règle : $0 / 0 = 0$.

La courbe d'interpolation est caractérisée par son degré m , son nombre $n+1$ de pôle P_i , avec $n \geq m$, son paramétrage, son nombre d'arc. Le paramétrage choisi est un paramétrage uniforme. La séquence nodale (formée de $k+1$ nœuds avec $k=n+m+1$) est construite de la façon suivante :

$$u_0 = u_1 = \dots = u_m = 0$$

$$u_{k-m} = u_{k-m+1} = \dots = u_k = L \quad \text{avec } L : \text{longueur curviligne de la trajectoire} \quad 3-13$$

$$u_{i+m} = (s_i + \dots + s_{i+m-1}) / m \quad \text{pour } i \text{ variant de } 1 \text{ à } k-2m, \text{ avec } s_i : \text{abscisse curviligne}$$

La méthode d'interpolation présente l'avantage de minimiser le temps de calcul. La difficulté réside dans le choix du nombre de pôles car un nombre de pôles trop important peut conduire la courbe d'interpolation à osciller.

4.2.2. Méthode par approximation

L'approximation d'une série de points permet de construire une courbe qui tient compte d'un grand nombre de données en passant au mieux de celles-ci. La courbe ne passe pas par les points, mais minimise un critère de distance par rapport à la série de points. Nous utiliserons ici le critère des moindres carrés qui consiste à minimiser la somme des carrés des distances des points à la courbe.

Considérons un ensemble de points de $R^3 \{M_j, j=0, \dots, p\}$ et $P(t)$, une courbe Bspline existante définie de la manière suivante :

$$P(t) = \sum_{i=0}^n N_{i,m}(t) \times P_i \quad \text{avec } p > n \quad 3-14$$

Ici la courbe Bspline est précédemment calculée par interpolation d'une partie des points M_j . Après avoir choisi un paramétrage pour chaque point M_j , on peut calculer la distance du point M_j au point de la courbe associé au paramètre calculé. Puis on minimise la somme du carré de ces distances. Pour l'axe A on obtient :

$$w = \sum_{j=0}^p \left(\left(\sum_{i=0}^n N_{i,m}(t_j) \times A_{P_i} - A_{M_j} \right)^2 \right) \quad 3-15$$

Où A_{P_i} et A_{M_j} correspondent à la consigne de A en P_i et M_j .

Comme w est une somme de termes au carré, la minimisation de w passe par la minimisation de chaque terme de la somme. Dérivons donc w par rapport à A_{P_k} (consigne A du pôle P_k) :

$$\frac{\partial w}{\partial A_{P_k}} = \sum_{j=0}^p \left(2 \times N_{k,m}(t_j) \times \left(\sum_{i=0}^n N_{i,m}(t_j) \times A_{P_i} - A_{M_j} \right) \right) \quad 3-16$$

En annulant ce terme, on obtient :

$$\begin{aligned} 0 &= \frac{\partial w}{\partial A_{P_k}} \\ \Rightarrow \sum_{j=0}^p \left(N_{k,m}(t_j) \times \left(\sum_{i=0}^n N_{i,m}(t_j) \times A_{P_i} - A_{M_j} \right) \right) &= \sum_{i=0}^n \left(\sum_{j=0}^p N_{k,m}(t_j) \times N_{i,m}(t_j) \times A_{P_i} - \sum_{j=0}^p N_{k,m}(t_j) \times A_{M_j} \right) \end{aligned} \quad 3-17$$

On obtient une équation linéaire dont les inconnues sont les A_{P_i} et les données les A_{M_j} . En faisant varier k de 0 à n , on obtient un système linéaire de $n+1$ lignes, qu'il suffit d'inverser pour calculer la courbe des moindres carrés. Les consignes des axes A et C sont traitées séparément.

4.2.3. Comparaison des deux méthodes

Nous avons testé les méthodes d'interpolation et d'approximation sur les lés 43, 104, 122 et 135 de la pièce "Aile" pour des courbes de degré 3 avec 6, 10, 12 ou 20 pôles. Notons que les courbes testées sont composées de 50 à 60 points environ. Les courbes d'interpolation ont tendance à osciller quand le nombre de pôles dépasse 6 (Figure 3-21). Les courbes d'approximation donnent de meilleurs résultats de ce point de vue (Figure 3-22) et permettent en outre de minimiser l'erreur (Tableau 3-3). Ces méthodes ont l'avantage d'être robustes et rapides car le calcul consiste à résoudre un système linéaire.

	Erreur moyenne A (°)	Ecart type de l'erreur A (°)	Erreur moyenne C (°)	Ecart type de l'erreur C (°)
Approximation	0,1906	0,1728	0,0080	0,0059
Interpolation	0,2069	0,2424	0,0086	0,0101

Tableau 3-3 : lé 135, erreur due à l'interpolation à 12 pôles de degré 3 et à l'approximation.

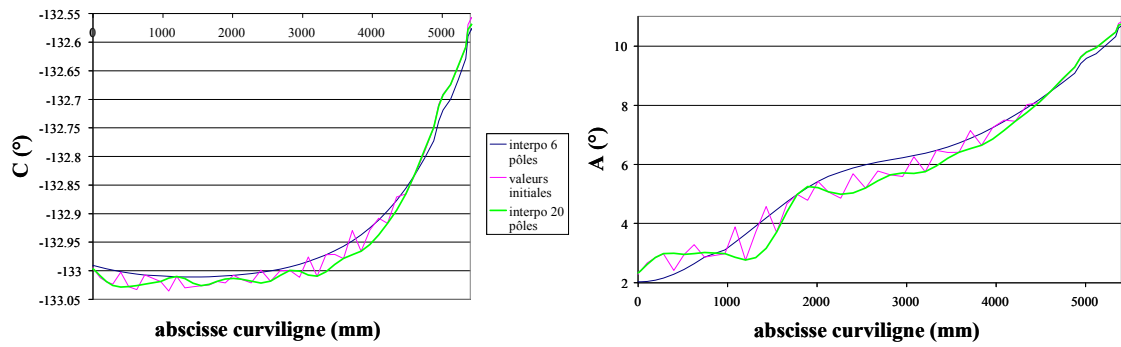


Figure 3-21 : l35, comparaison entre les courbes d'interpolation de degré 3 à 6 et à 20 pôles pour une trajectoire de 52 points.

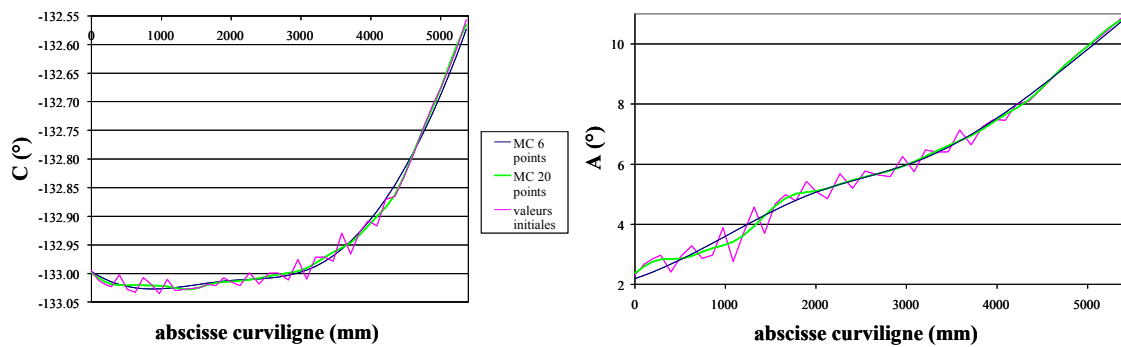


Figure 3-22 : l35, comparaison entre les courbes d'approximation de degré 3 à 6 et à 20 pôles pour une trajectoire de 52 points.

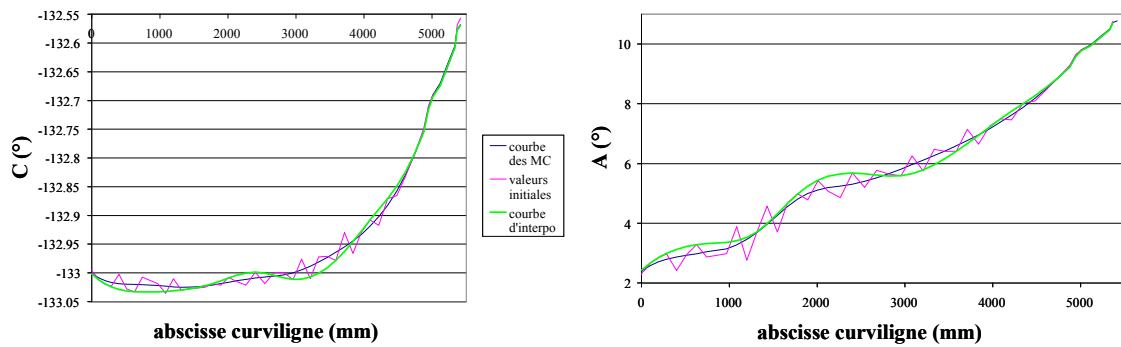


Figure 3-23 : l35, comparaison entre la courbe d'interpolation à 12 pôles de degré 3 et l'approximation par le critère des moindres carrés.

En conclusion, la meilleure solution semble être la méthode d'approximation à 12 pôles (soit un nombre de pôles égal environ à 0,2 fois le nombre de points total) puisqu'elle permet de réduire les écarts avec la courbe initiale sans ajouter d'oscillations parasites et de respecter les changements de concavité de la courbe initiale (Figure 3-23). De plus, cette solution permet de minimiser l'erreur par rapport à la méthode d'interpolation.

4.3. Méthode par filtrage

Les filtres sont généralement utilisés en traitement du signal afin de séparer le signal du bruit à partir de données enregistrées [Mitra01]. L'originalité de la méthode proposée est d'utiliser le filtrage pour lisser les discontinuités des consignes des axes rotatifs ou de l'axe outil qu'on peut assimiler à des signaux bruités.

4.3.1. Méthode par filtrage dans l'Espace Machine (A, C)

Un filtre passe-bas de type Butterworth, d'ordre n et de fréquence de coupure normalisée Wn , est utilisé pour lisser les consignes des axes A et C . Un filtre numérique de type forward-backward est mis en œuvre en utilisant les fonctions Matlab *Butter* et *Filtfilt* [Gustafsson96] [Mitra01]. La fonction *Butter* permet de calculer les coefficients a_i, b_i du filtre Butterworth $H(z)$. $H(z)$ correspond à l'implémentation numérique de filtre $H(s)$:

$$H(z) = \frac{b_1 + b_2 \cdot z^{-1} + \dots + b_{n+1} \cdot z^{-n}}{1 + a_2 \cdot z^{-1} + \dots + a_{n+1} \cdot z^{-n}} \quad 3-18$$

$$H(s) = \frac{s^2 + \sqrt{2} \times Wn \times s + Wn^2}{s^2 + Wn^2 \times s} \text{ pour un filtre d'ordre 2} \quad 3-19$$

Rappelons que la fréquence de coupure est la fréquence pour laquelle l'amplitude de la réponse vaut $1/\sqrt{2}$. La fréquence de coupure normalisée est un nombre variant entre 0 et 1 où 1 correspond à la fréquence de Nyquist (π radians par exemple).

L'utilisation d'un filtre passe-bas permet de filtrer les oscillations. La fréquence de coupure et l'ordre du filtre doivent donc être choisis en fonction de la fréquence des oscillations. Dans le cas des trajectoires de la pièce "Aile", nous avons choisi un filtre d'ordre 6 et de fréquence de coupure normalisée de 0,3. L'ordre du filtre est choisi en fonction du nombre de points de la courbe (plus le nombre de points est important plus l'ordre du filtre peut être augmenté) et la fréquence de coupure normalisée est choisie en fonction du pas des oscillations. Ainsi, une fréquence de coupure trop haute ne permet pas de filtrer le signal alors qu'une fréquence de coupure trop basse lisse trop le signal et engendre une erreur plus importante.

La Figure 3-24 présente la comparaison entre la consigne initiale sur C et la consigne filtrée pour le lé 135. Les corrections effectuées sur les axes (pour les 4 lés n° 43, 104, 122 et 135) sont en moyenne de $0,009^\circ$ sur C et $0,16^\circ$ sur A (Tableau 3-4).

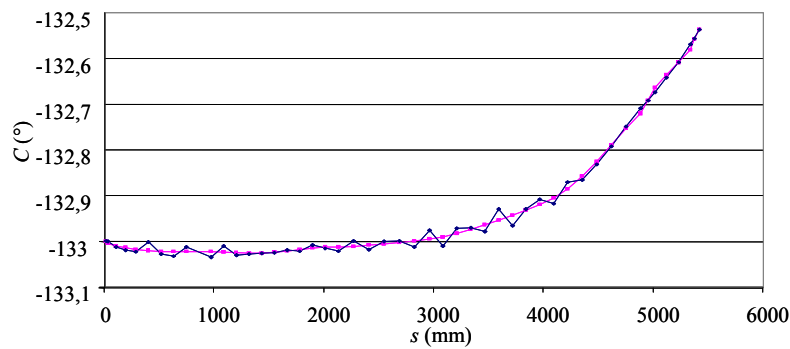


Figure 3-24 : filtrage de C , lé 135. En bleu avant lissage, en rose après.

	Erreur moyenne (°)	Ecart type des erreurs (°)	Erreur max (°)
A	0,16	0,17	0,91
C	0,009	0,009	0,06

Tableau 3-4 : erreurs sur A et C sur les 4 lés.

Cette méthode présente l'avantage de minimiser le temps de calcul. Une limite de cette méthode est que le filtrage perd en efficacité si les points sont répartis de manière hétérogène sur la trajectoire. Ainsi, afin d'obtenir une courbe lisse dans l'espace (s, A) ou (s, C) , une re-paramétrisation de la trajectoire par interpolation linéaire est nécessaire.

4.3.2. Méthode par filtrage dans l'Espace Pièce (I, J, K)

A titre de comparaison, une méthode de lissage dans l'Espace Pièce est mise en œuvre. Cette méthode consiste à lisser l'évolution des composantes de l'axe outil $N=(I, J, K)$. L'inconvénient de cette méthode est que l'on n'a pas de garantie de l'efficacité du lissage sur A et C . Or ce sont bien les discontinuités sur A et C qui perturbent le suivi de trajectoire.

Le filtrage de IJK avec un filtre Butterworth d'ordre 6 et de fréquence de coupure normalisée 0,3 est testé sur le lé 135 qui est le lé présentant le plus d'oscillations (Figure 3-25). Si le filtrage de IJK semble efficace, des oscillations persistent sur C . Ceci s'explique par la présence d'oscillations sur T . Il est alors envisageable de filtrer également T .

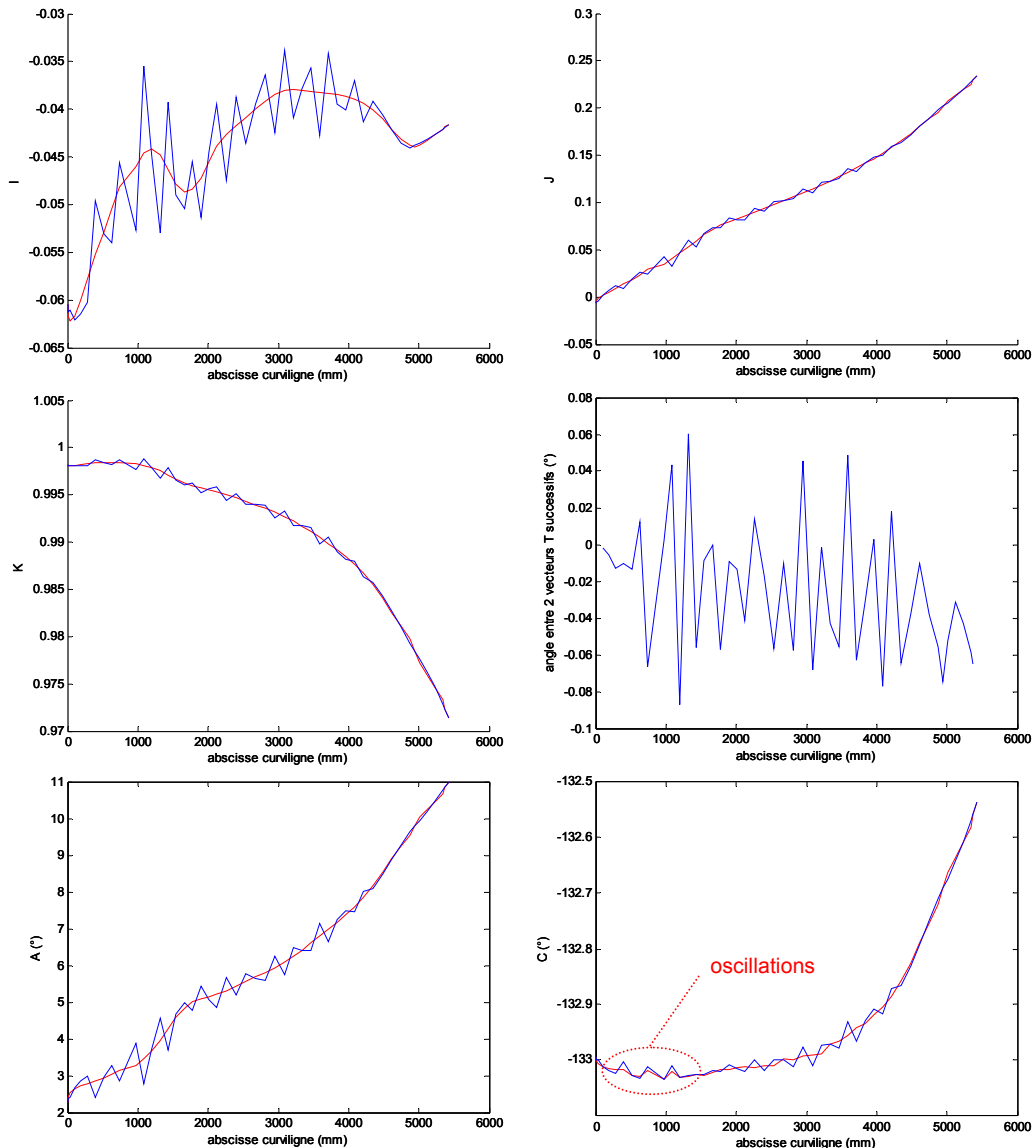


Figure 3-25 : évolution de I , J , K , T , A , C pour le lé 135.

En bleu données initiales ; en rouge données filtrées après filtrage sur IJK .

Le filtrage de IJK avec un filtre Butterworth d'ordre 6 et de fréquence de coupure normalisée 0,3 est associé à un filtrage de T avec un filtre Butterworth d'ordre 6 et de fréquence de coupure normalisée 0,2 sur le lé 135 (Figure 3-26). Ce filtrage permet d'éliminer l'ensemble des oscillations sur A et C et de rendre la trajectoire plus lisse. Le résultat obtenu est quasi identique à un filtrage direct de A et C (Figure 3-27). Nous avons testé ce filtrage sur 120 des 142 lés de la pièce "Aile" : on constate que le nombre d'oscillations sur A et C a été réduit d'environ 97 %. De plus une amélioration au niveau de la continuité du trajet est apportée. Les résultats sont équivalents à ceux du lissage par Bspline.

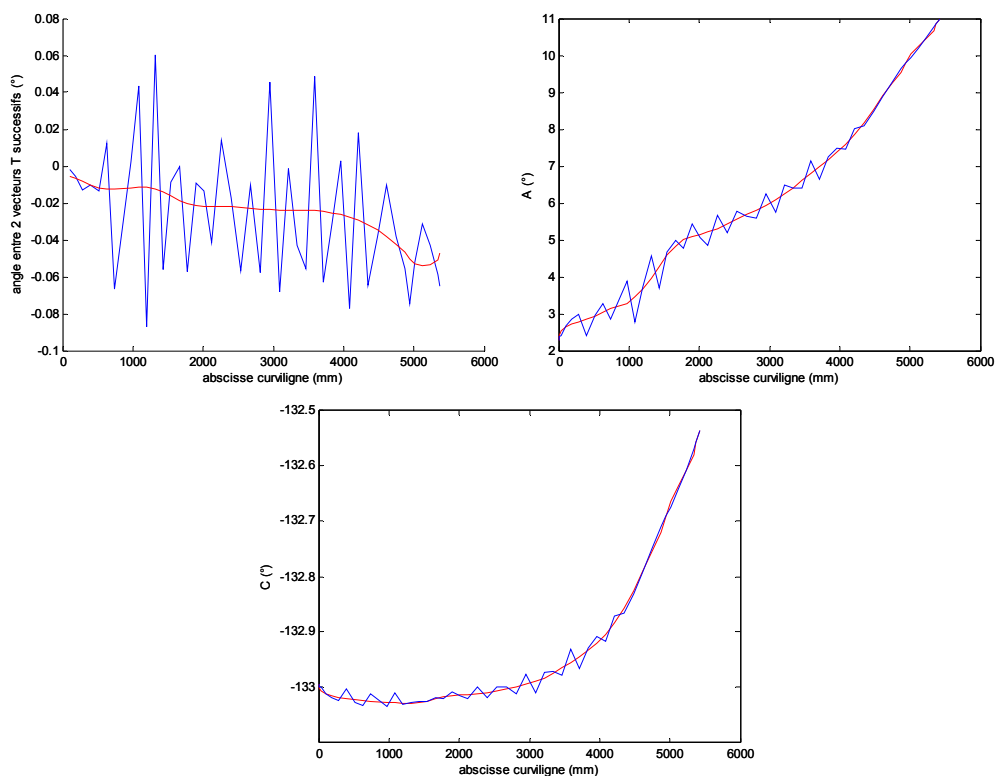


Figure 3-26 : évolution de T , A , C pour le lè 135. En bleu données initiales ; en rouge données filtrées après filtrage sur IJK et T .

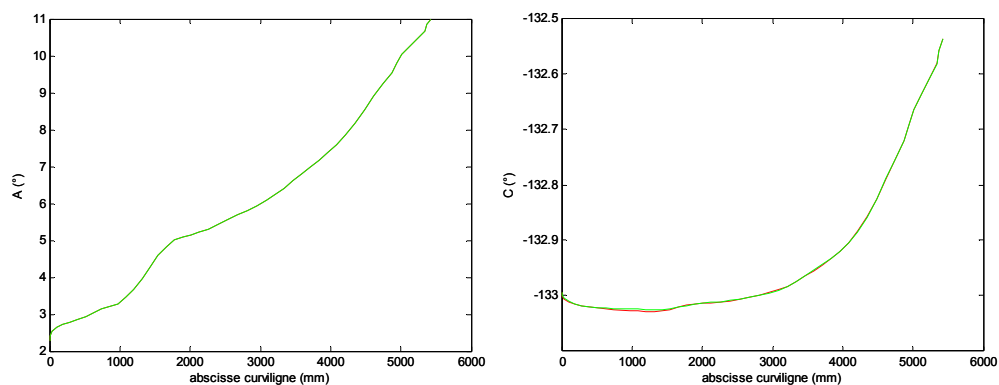


Figure 3-27 : évolution de A et C . En rouge filtrage de IJK et T ; en vert filtrage de A et C .

	Erreur moyenne (°)	Ecart type des erreurs (°)	Erreur max (°)
A	0,16	0,17	0,91
C	0,009	0,009	0,07

Tableau 3-5 : erreurs sur A et C .

En conclusion, cette méthode est très comparable en termes d'erreur (voir Tableau 3-5) et d'allure de courbes à la méthode filtrage de A et C . Ceci s'explique car A et C sont directement calculés à partir de N et T .

4.4. Application

Des essais de dépose à vide ont été réalisés chez Forest-Liné le 30 novembre 2007.

Le Tableau 3-6 présente les temps (en secondes) de dépose à vide pour les différentes trajectoires testées sur la pièce "Aile". L'analyse détaillée des résultats est présentée dans les paragraphes 4.4.1 à 4.4.4.

La vitesse d'avance programmée est de 60 m/min pour l'ensemble des trajectoires. Le lé 104 de la surface de base a été testé afin d'évaluer la perte de temps due à l'update. Le temps FAO correspond au temps théorique donné par les logiciels de FAO : ce temps correspond au rapport de la longueur de la trajectoire par la vitesse d'avance programmée. Ce temps sert de référence : il n'est jamais atteint car les machines ont des capacités cinématiques limitées.

		Surface de base	Surface update			
Numéro de lé		104	43	104	122	135
Temps de base (temps FAO)		5,623	2,994	5,620	6,189	5,539
G642	Trajectoire initiale	7,463	11,19	16,004	14,375	16,761
	Filtre passe bas sur <i>A</i> et <i>C</i>	9,055	7,819	9,618	9,042	8,647
	Filtre passe bas sur <i>N</i> et <i>T</i>	8,99	7,727	9,655	8,963	8,669
	Rigidification	7,499	10,08	10,563	10,727	11,472
	Interpolation à 6 pôles	7,499	6,367	8,503	8,124	7,57
	Interpolation à 10 pôles	7,503	6,353	8,55	8,096	7,678
	Interpolation à 12 pôles	7,519	8,253	8,535	8,806	7,591
	Interpolation à 20 pôles	7,514	9,968	9,406	8,482	8,867
	Approximation MC 6 pôles	7,488	6,386	8,48	8,113	7,58
	Approximation MC 10 pôles	7,534	6,190	8,554	8,189	7,568
	Approximation MC 12 pôles	7,497	7,196	8,495	8,193	7,588
	Approximation MC 20 pôles	7,517	9,801	9,505	8,92	7,667
G642 + Compcurv	Trajectoire initiale	6,987	8,015	11,16	10,783	11,508
	Filtre passe bas sur <i>A</i> et <i>C</i>	6,963	5,731	7,634	7,621	7,533
	Filtre passe bas sur <i>N</i> et <i>T</i>	6,945	5,727	7,595	7,692	7,55
	Rigidification	6,925	8,402	7,96	8,18	8,962
	Interpolation à 6 pôles	6,926	5,38	7,564	7,55	7,549
	Interpolation à 10 pôles	6,922	5,395	7,55	7,539	7,567
	Interpolation à 12 pôles	6,976	6,167	7,513	7,608	7,519
	Interpolation à 20 pôles	6,965	7,827	7,758	7,591	7,694
	Approximation MC 6 pôles	6,922	5,475	7,513	7,532	7,502
	Approximation MC 10 pôles	6,954	5,148	7,522	7,56	7,534
	Approximation MC 12 pôles	6,963	5,741	7,511	7,599	7,534
	Approximation MC 20 pôles	6,951	8,088	-	7,754	7,460

Tableau 3-6 : temps de dépose à vide en secondes (en vert, méthode la plus efficace ; en rouge, augmentation du temps par rapport à la trajectoire initiale).

Le format d'interpolation linéaire *GI* est choisi par Foret-Liné pour décrire la trajectoire. Le pas de discrétisation de la trajectoire est choisi en fonction de la tolérance à respecter par rapport à la trajectoire théorique. Le format d'interpolation *GI* pose des difficultés pour le suivi de trajectoires. En effet, il impose au point piloté de l'outil de passer exactement par les points de passage ce qui engendre un arrêt de la machine à chaque point à cause des discontinuités en tangence de cette trajectoire. Pour palier à ce problème, deux fonctions agissant sur la géométrie de la trajectoire sont utilisées :

- *G642* : cette fonction active le mode de contournage qui permet d'ajouter une courbe de raccord entre deux segments de trajectoire afin d'augmenter la continuité du trajet. Dans ce cas, l'outil se déplace à une vitesse aussi constante que possible au niveau des transitions tangentielles pour éviter un ralentissement aux limites de blocs. Ainsi, l'outil ne s'arrête pas au niveau des discontinuités [Siemens06].
- *Compcurv* : cette fonction permet à la CN de grouper un certain nombre de blocs (jusqu'à 10) et de les approcher par un polynôme de degré 5. La tolérance de l'erreur engendrée par ce lissage est contrôlée par un paramètre CN [Siemens02].

Nous avons testé les trajectoires en utilisant les fonctions *G642* et *Compcurv* avec une tolérance de 0,3 mm sur les axes linéaires et une tolérance de 0,5° sur les axes rotatifs. La tolérance sur le compresseur est sans doute optimisable. En effet, si la trajectoire proposée a été préalablement lissée (par une des méthodes de lissage proposées), les tolérances peuvent sans doute être réduites ce qui permettrait de gagner en précision sans pénaliser le temps de dépose.

Le Tableau 3-7 présente le pourcentage de gain apporté par les méthodes de lissage en termes de temps de dépose à vide. Il montre qu'hormis sur la trajectoire de la surface de base, les méthodes de lissage permettent d'atteindre des gains de productivité importants. Une analyse plus précise des résultats est présentée dans les paragraphes qui suivent.

Gain en % du temps de dépose de la trajectoire initiale par rapport au temps de dépose des trajectoires lissées		Ensemble des 4 lés de la surface update	lé 43 de la surface update	lé 104 de la surface update	lé 104 de la surface de base	lé 122 de la surface update	lé 135 de la surface update
G642	Filtre passe bas sur <i>A</i> et <i>C</i>	39,781	30,125	39,903	-21,332	37,099	48,410
	Filtre passe bas sur <i>N</i> et <i>T</i>	39,973	30,947	39,671	-20,461	37,649	48,279
	Rigidification	26,552	9,920	33,998	-0,482	25,377	31,555
	Interpolation à 6 pôles	47,602	43,101	46,870	-0,482	43,485	54,836
	Interpolation à 10 pôles	47,408	43,226	46,576	-0,536	43,680	54,191
	Interpolation à 12 pôles	43,108	26,247	46,670	-0,750	38,741	54,710
	Interpolation à 20 pôles	37,043	10,920	41,227	-0,683	40,995	47,097
	Approximation MC 6 pôles	47,610	42,931	47,013	-0,335	43,562	54,776
	Approximation MC 10 pôles	47,710	44,683	46,551	-0,951	43,033	54,848
	Approximation MC 12 pôles	46,045	35,693	46,920	-0,456	43,005	54,728
	Approximation MC 20 pôles	38,466	12,413	40,609	-0,724	37,948	54,257
G642 + Compcurv	Filtre passe bas sur <i>A</i> et <i>C</i>	31,223	28,497	31,595	0,343	29,324	34,541
	Filtre passe bas sur <i>N</i> et <i>T</i>	31,115	28,546	31,944	0,601	28,665	34,393
	Rigidification	19,201	-4,828	28,674	0,887	24,140	22,124
	Interpolation à 6 pôles	32,371	32,876	32,222	0,873	29,982	34,402
	Interpolation à 10 pôles	32,352	32,689	32,348	0,930	30,084	34,246
	Interpolation à 12 pôles	30,529	23,057	32,679	0,157	29,444	34,663
	Interpolation à 20 pôles	25,553	2,346	30,484	0,315	29,602	33,142
	Approximation MC 6 pôles	32,422	31,691	32,679	0,930	30,149	34,811
	Approximation MC 10 pôles	33,044	35,770	32,599	0,472	29,890	34,532
	Approximation MC 12 pôles	31,546	28,372	32,697	0,343	29,528	34,532
	Approximation MC 20 pôles	-	-0,911	-	0,515	28,091	35,176

Tableau 3-7 : gain en temps de dépose à vide (en vert, méthode la plus efficace ; en rouge, augmentation du temps par rapport à la trajectoire initiale).

4.4.1. Analyse de la trajectoire tracée sur la surface de base

L'analyse de la trajectoire du lé 104 de la surface de base nous montre qu'un lissage est inutile voire néfaste si la trajectoire initiale est de bonne qualité. En effet, aucune des solutions de lissage ne permet de gagner plus de 0,93 % en termes de temps de dépose et les lissages par filtre passe-bas augmentent même le temps de plus de 20 %. Ceci est dû à des changements de concavité qui apparaissent sur la courbe filtrée à cause de la répartition hétérogène des points de passage (Figure 3-28).

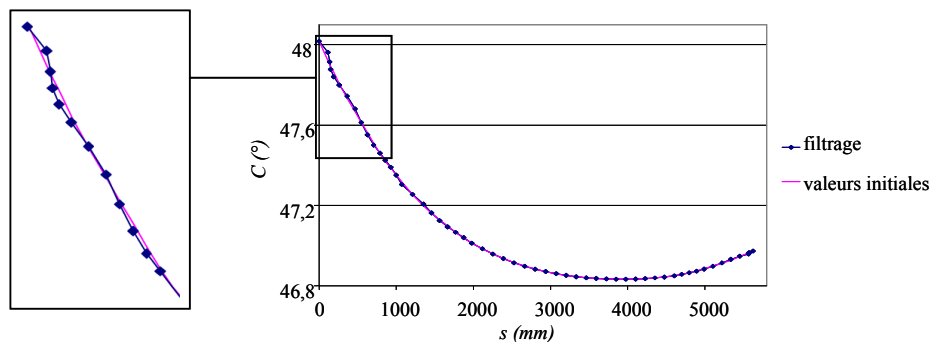


Figure 3-28 : changements de concavité engendrés par le filtrage.

4.4.2. Comparaison des différentes stratégies de lissage

Sur l'ensemble des 4 lés de la surface update, la méthode la plus efficace du point de vue du temps de dépose à vide est l'approximation par une courbe Bspline d'ordre 3 construite à partir d'une courbe d'interpolation à 10 pôles optimisée par le critère des moindres carrés (Figure 3-29). En effet, cette méthode permet de diminuer le temps de dépose à vide de 47,7 % en utilisant le *G642* et de 33 % en utilisant le *G462* associé au *Compcurv*.

La méthode d'approximation à 6 pôles ainsi que les méthodes par interpolation à 6 et 10 pôles donnent également de très bons résultats puisque la différence de gain par rapport au temps de parcours de la trajectoire lissée par l'approximation à 10 pôles est inférieure à 1 %.

Dans l'ordre des méthodes les plus efficaces viennent ensuite l'approximation à 12 pôles, l'interpolation à 12 pôles, l'approximation à 20 pôles, les filtres passe-bas sur *A* et *C* et sur *N* et *T* dont les performances sont quasi-identiques, l'interpolation à 20 pôles et la rigidification qui permet de diminuer le temps de dépose à vide de 26,5 % en utilisant le *G642* et de 19,2 % en utilisant le *G462* associé au *Compcurv*. En effet, nos méthodes de lissage sont moins efficaces sur une trajectoire déjà lissée par la fonction *Compcurv* de la CN.

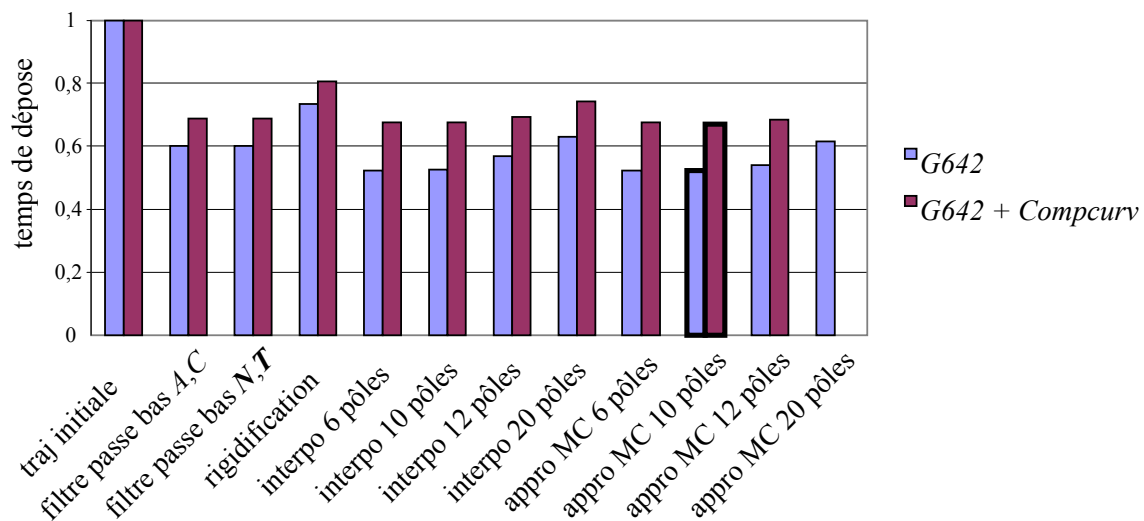


Figure 3-29 : comparaison des différentes méthodes de lissage.

La méthode de lissage que nous préconisons est une approximation par une courbe Bspline d'ordre 3 construite à partir d'une courbe d'interpolation optimisée par le critère des moindres carrés car elle permet d'atteindre le gain de temps le plus important. Le nombre de pôles optimal est d'environ 0,2 fois le nombre de points de la trajectoire initiale : ceci correspond à 10 pôles pour les trajectoires testées composées d'environ 50 points. Nous préférons cette méthode à une simple interpolation qui bien qu'apportant un gain de temps

équivalent, a tendance à augmenter l'erreur moyenne et l'écart type des erreurs. Cela est dû au fait que la courbe d'interpolation a tendance à osciller plus que la courbe d'approximation (Figure 3-30).

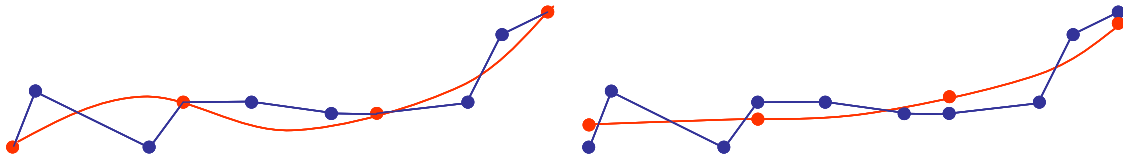


Figure 3-30 : interpolation et approximation d'une série de points.

4.4.3. Analyse des valeurs particulières

L'analyse du lé 43 de la surface update montre deux résultats particuliers : les méthodes de rigidification et d'approximation à 20 pôles augmentent le temps de dépose à vide respectivement de 4,8 % et 0,9 %. La Figure 3-31 permet d'en comprendre la cause. En effet, on constate visuellement que le lissage par ces deux méthodes est inefficace puisqu'il ne permet pas de supprimer les oscillations.

Pour la méthode d'approximation, le mauvais résultat s'explique car le nombre de pôles (20) est trop important par rapport au nombre de points de la trajectoire initiale (40) ce qui conduit à une courbe qui n'est pas assez tendue et qui suit de trop près les variations de la courbe initiale.

Pour la méthode de rigidification, le mauvais résultat vient du fait que les oscillations initiales sont d'un pas trop important et ne sont donc pas lissées.

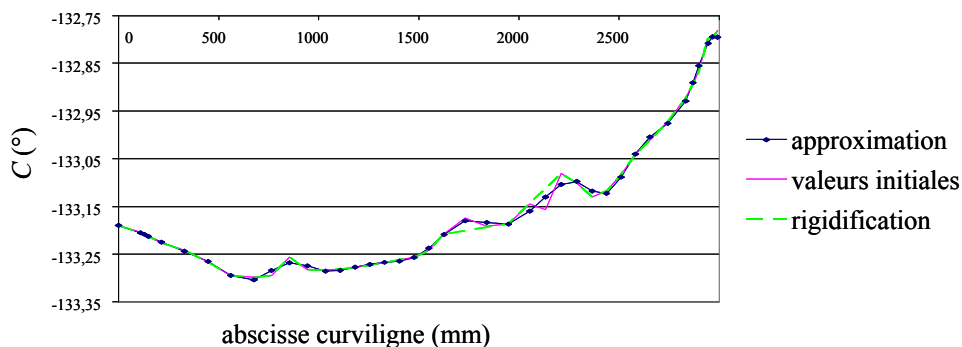


Figure 3-31 : méthodes d'approximation et de rigidification sur le lé 43 de la surface update.

4.4.4. Analyse des profils de vitesse et propositions d'amélioration

Un enregistrement en temps réel des positions et vitesses des axes X , Y , Z , A et C a été effectué lors de la dépose à vide des trajectoires initiales et lissées du lé 114 de la surface

update. La Figure 3-32 et la Figure 3-33 présentent ces résultats respectivement pour la trajectoire initiale et pour la trajectoire lissée par la méthode d'approximation à 10 pôles.

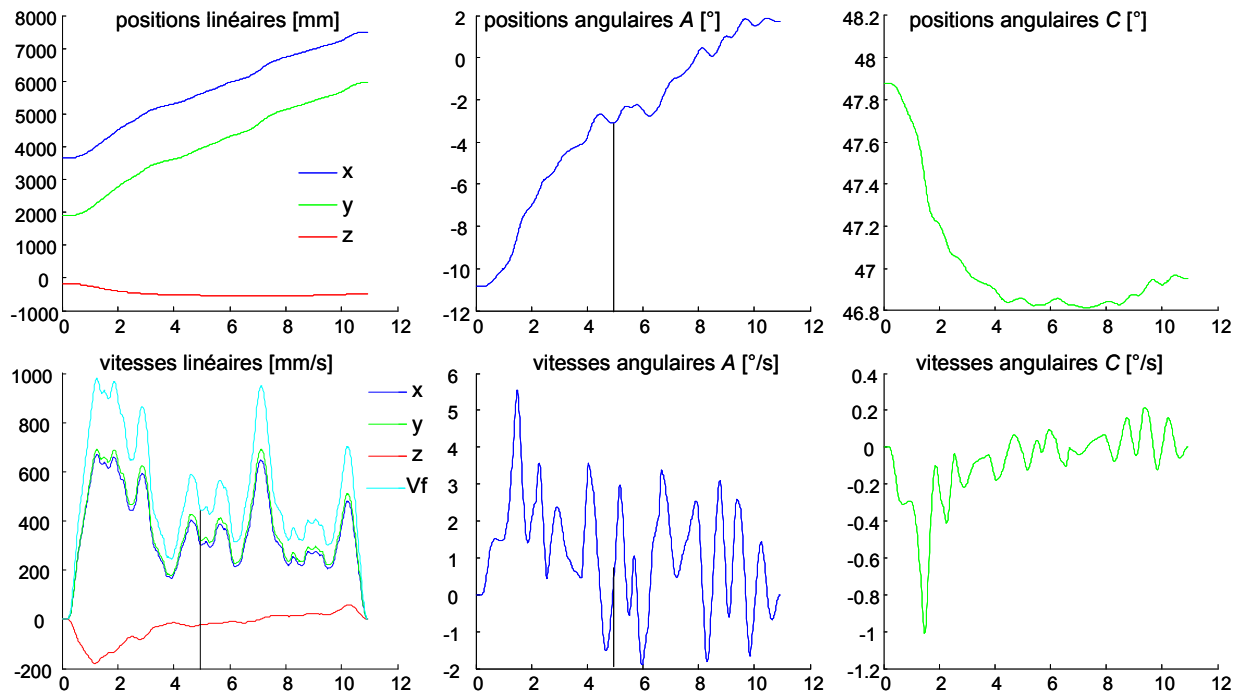


Figure 3-32 : relevé des positions et vitesses des axes de la trajectoire initiale du lé 104.

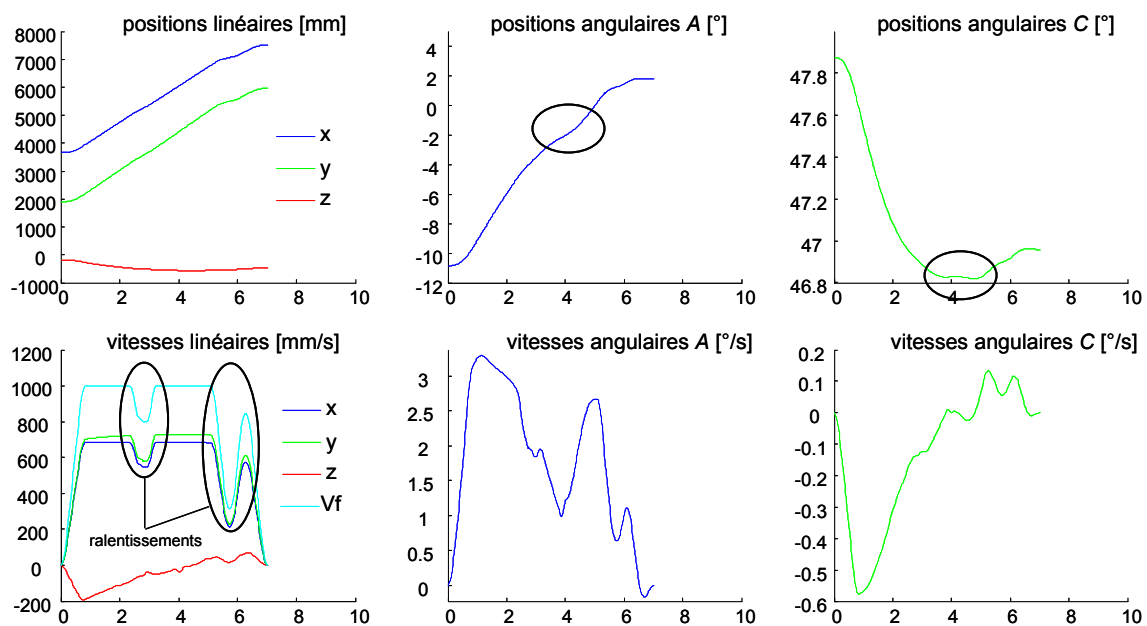


Figure 3-33 : relevé des positions et vitesses des axes de la trajectoire lissée par approximation par une Bspline à 10 pôles du lé 104.

L'observation du relevé des vitesses des axes linéaires de la trajectoire lissée montre que la trajectoire pourrait encore être améliorée. En effet, hormis les phases d'accélération et de décélération en début et en fin de passe, on observe deux ralentissements autour des instants

$t=2,7s$ et $t=5,8s$. L'enjeu est ici de comprendre la cause de ces ralentissements afin d'essayer d'y remédier par la suite.

La difficulté est ici de comprendre quel est l'axe limitant du fait de la synchronisation des axes. Le relevé de vitesse des axes est ici insuffisant. En effet, il est possible que ce soit l'accélération ou le jerk et non la vitesse qui soient limitant. Nous utilisons donc une dérivée numérique afin de tracer les évolutions de l'accélération et du jerk (Figure 3-34).

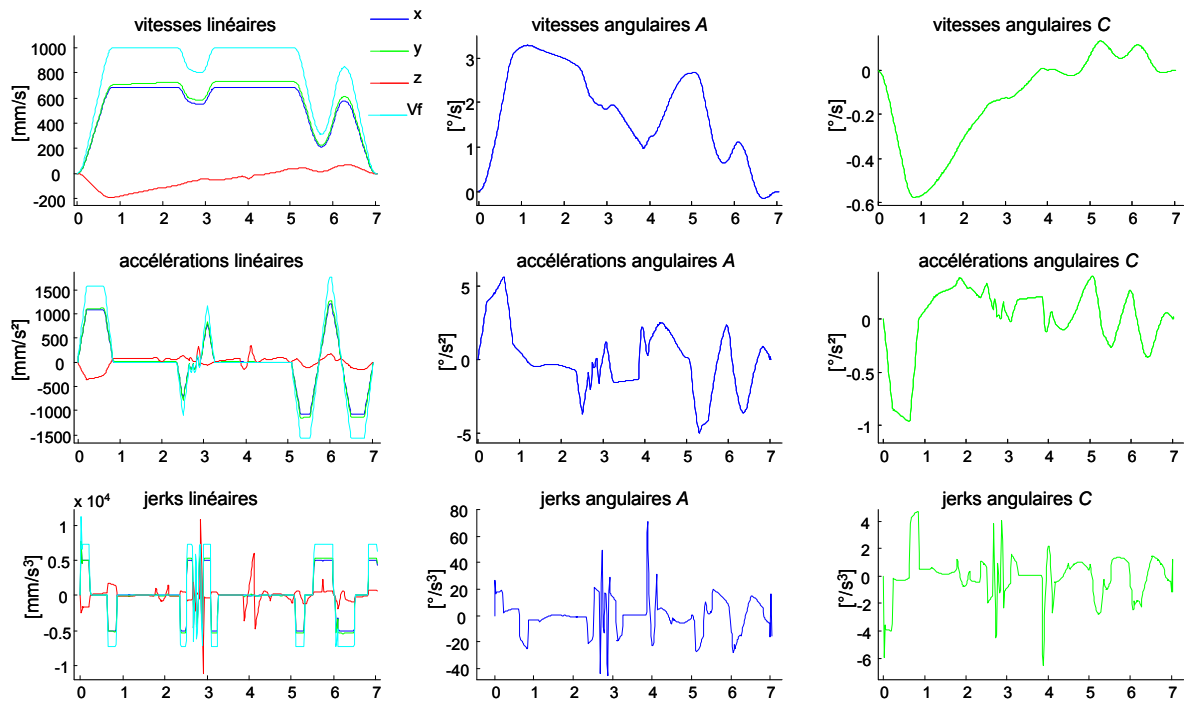


Figure 3-34 : vitesses, accélérations et jerks des axes de la trajectoire lissée par approximation par une Bspline à 10 pôles du lé 104.

On constate que lors des deux ralentissements, les accélérations et jerks limites ne sont pas atteints sur A et C (Tableau 1-1). Par contre, les jerks et accélérations limites sont atteints sur X . Les limites en jerk sont en fait atteintes au début et à la fin de la zone de ralentissement : en réalité, l'axe X ralentit et accélère au maximum au début et à la fin de la zone afin de modifier au plus vite sa vitesse. Dans ce cas, l'axe X est limitant mais ceci est dû à la synchronisation des axes. En effet, dans les zones de ralentissements, les consignes de A et C sont perturbées. On constate un changement de concavité de la courbe de consigne de l'axe A dans la première zone et un changement de concavité de la courbe de consigne de l'axe C dans la seconde zone (Figure 3-35). L'axe X doit donc faire évoluer brusquement sa position à cause de ces changements d'orientation.

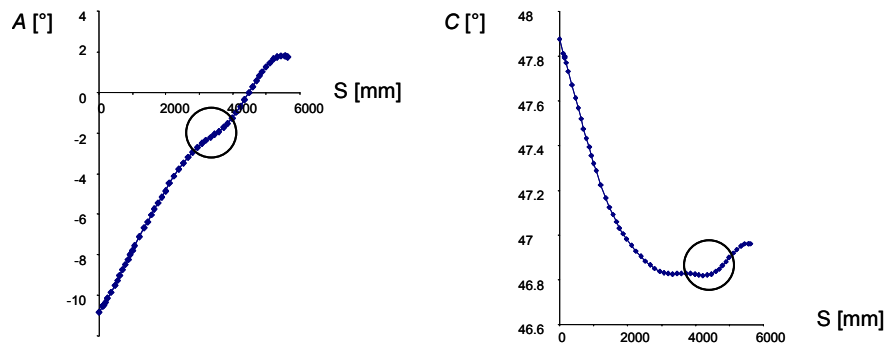


Figure 3-35 : consignes de position des axes A et C.

Après lissage, il reste encore des perturbations de trajectoires qui induisent des ralentissements sur la machine. Par exemple, ici, nous détectons un point d'inflexion fortement perturbant. Il peut alors être envisageable de chercher à l'éliminer en réduisant le nombre de pôles par exemple. Néanmoins, cela engendrerait une augmentation trop importante de l'erreur d'orientation du rouleau de dépose. Ainsi, nous considérons que la trajectoire ne peut pas être plus lissée.

4.4.5. Conclusion

Les essais de dépose à vide ont montré l'efficacité des méthodes de lissage proposées. La méthode la plus efficace en termes de gain de temps de dépose est l'approximation par une courbe Bspline d'ordre 3 construite à partir d'une courbe d'interpolation optimisée par le critère des moindres carrés dont le nombre de pôles optimal est d'environ 0,2 fois le nombre de points de la trajectoire initiale. Cette méthode a permis de diminuer le temps de dépose à vide de 47,7 % en utilisant le *G642* et de 33 % en utilisant le *G462* associé au *Compcurv*.

Les trajectoires lissées présentent encore de faibles ralentissements dus à des changements de concavité des courbes de consigne des axes rotatifs mais un lissage supplémentaire se traduirait par une perte de précision trop importante.

Cependant, la méthode par approximation par une courbe Bspline a montré ses limites pour certains cas de trajectoires qui passent par des pyramides présentes sur l'outillage. Ces pyramides sont des zones de renforts qui produisent des discontinuités en tangence de la surface du moule. La génération de la trajectoire en FAO conduit à la génération de points très proches ayant des orientations d'axe outil différentes ce qui provoque des variations brusques des axes rotatifs (Figure 3-36). Le lissage doit uniquement modifier la consigne dans les zones des points doubles sans altérer le reste de la trajectoire qui est déjà lisse. Le problème de l'approximation par une Bspline est que les pôles sont uniformément répartis sur la courbe.

Ainsi, si il n'y a pas de pôles placés sur ou à proximité des extrema de la courbe (pics dus aux pyramides), la Bspline construite est alors éloignée du profil général de la courbe.

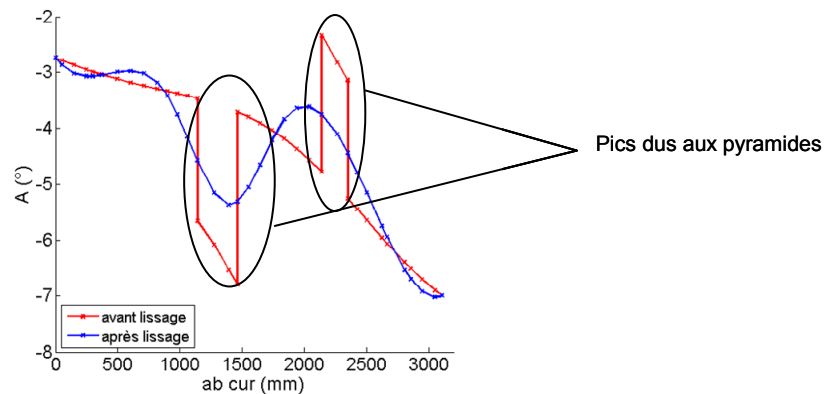


Figure 3-36 : limite du lissage par approximation dans les zones de pyramide.

Bien qu'efficaces en termes de réduction de temps de dépose à vide sur des trajectoires présentant des oscillations, les méthodes proposées présentent ainsi deux limites. La première limite concerne le traitement des trajectoires passant par des zones de pyramide. Dans ce cas, les méthodes utilisant les Bspline ne permettent pas de lisser convenablement les trajectoires. La seconde limite vient du fait que les méthodes proposées ne permettent pas de contrôler l'erreur engendrée par le lissage. Or si cette erreur est trop importante, le lissage s'accompagne d'une perte de qualité. Ainsi nous proposons au paragraphe suivant des améliorations apportées aux méthodes d'approximation par Bspline et de filtrage afin de traiter les trajectoires passant par des pyramide et de contrôler l'erreur du au lissage.

5. Méthodes de lissage avec contrôle de l'erreur de lissage

Deux méthodes de lissage permettant de contrôler l'erreur et de traiter le cas des pyramides sont présentées dans cette partie. Ainsi le suivi de trajectoire est amélioré tout en assurant la qualité de la pièce finale.

5.1. Approximation par une courbe Bspline avec ajout de pôles

L'amélioration apportée à la méthode d'approximation par Bspline concerne le choix des pôles. Ils sont choisis dans un premier temps uniformément répartis comme dans la méthode initiale, puis des pôles sont éventuellement ajoutés aux points où l'écart entre la

courbe initiale et la courbe lissée dépasse un seuil donné. Ceci permet donc de contrôler l'erreur mais aussi d'améliorer le comportement de la méthode dans les zones de pyramide.

Comme l'ajout d'un nombre trop important de pôles engendrerait une tendance des Bspline à osciller, un unique pôle est ajouté par extremum de l'erreur entre la courbe initiale et la courbe lissée lorsque l'erreur dépasse le seuil toléré (les extrema sont représentés par des ronds Figure 3-37 et Figure 3-38).

La méthode est testée sur la consigne de l'axe A pour différentes trajectoires de la pièce "Aile" car les perturbations sont les plus importantes sur cet axe. Ces trajectoires sont tracées sur des surfaces update : une couche intermédiaire et la dernière couche de la pièce. Le seuil d'erreur déclenchant un ajout de pôle est fixé à $0,5^\circ$.

La Figure 3-37 présente le résultat du lissage avec la méthode par approximation sans et avec ajout de pôles pour une trajectoire représentative de la dernière couche. Pour cette couche, la méthode sans ajout de pôles donne de bons résultats car les pics dus aux pyramides sont de faible amplitude. La méthode avec ajout de pôles permet de filtrer les oscillations de faible amplitude et suit de plus près les pics dus aux pyramides.

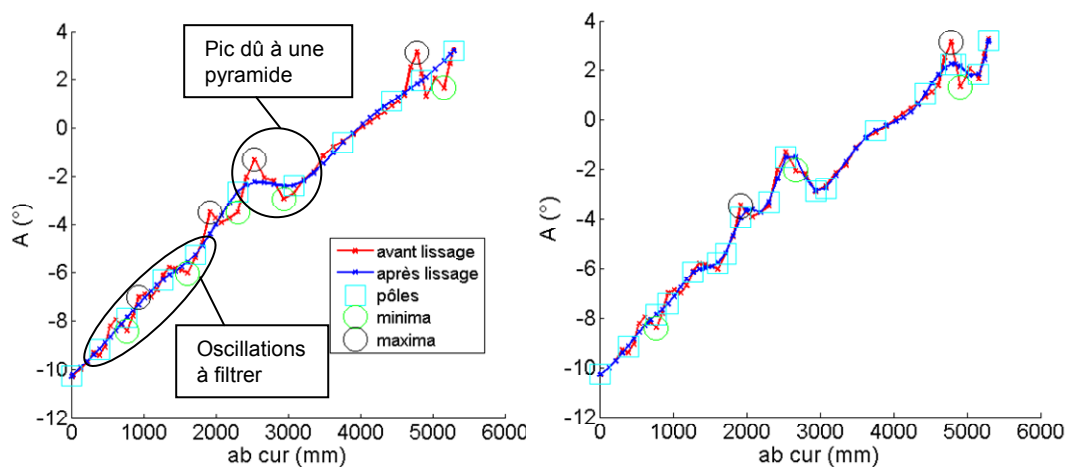


Figure 3-37 : approximation par une Bspline sans (à gauche) et avec (à droite) ajout de pôles sur une trajectoire de la dernière couche de la pièce "Aile".

La Figure 3-38 présente le résultat du lissage avec la méthode par approximation sans et avec ajout de pôles pour une trajectoire représentative de la couche intermédiaire.

Tout comme précédemment, la méthode avec ajout de pôles apporte une amélioration car elle permet de filtrer les oscillations de faible amplitude, de suivre de plus près les pics dus aux pyramides et de supprimer des oscillations parasites créées par le filtrage sans ajout de pôles dans des zones initialement lisses (entre les abscisses 0 et 1500 sur la figure en haut à

gauche Figure 3-38). Une erreur significative (supérieure à 0.7°) persiste au niveau de certains pics très étroits (à l'abscisse 1700 sur la figure en haut à droite Figure 3-38). Pour quelques cas on observe également l'apparition d'oscillations parasites (entre les abscisses 0 et 600 sur la figure en bas à droite Figure 3-38) dues à l'augmentation du nombre de pôles. Ces oscillations restant d'amplitude assez réduite, leur impact reste minime sur la qualité et la productivité.

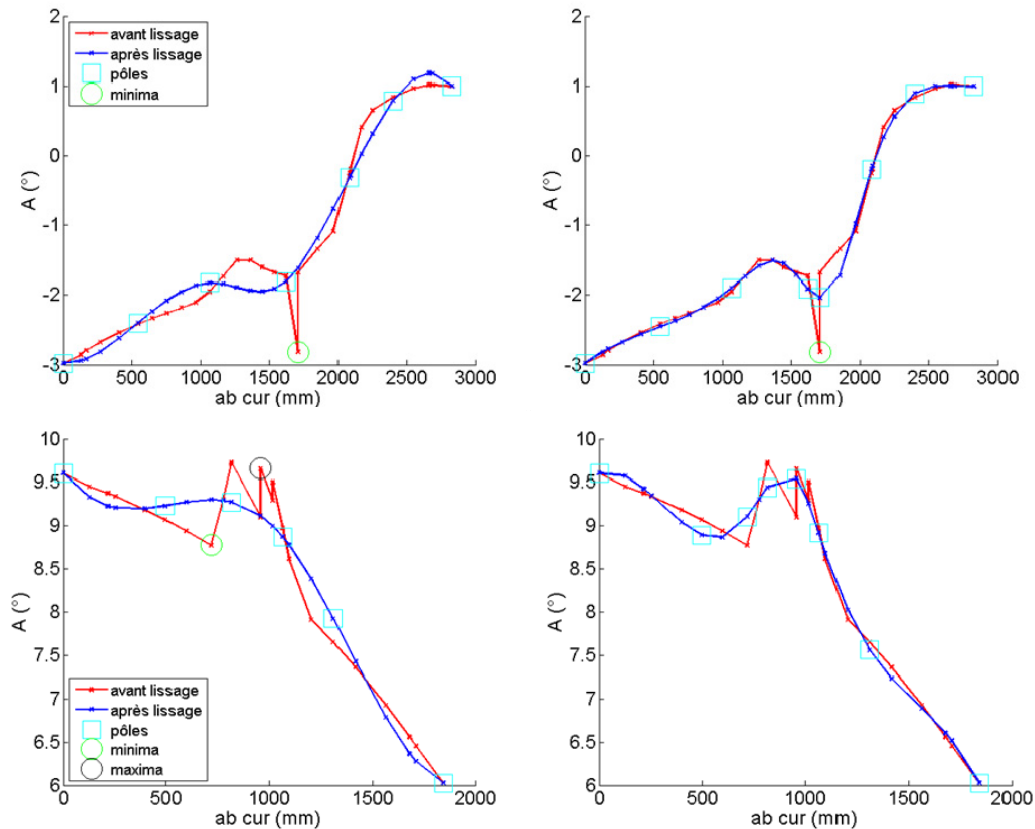


Figure 3-38 : approximation par une Bspline sans (à gauche) et avec (à droite) ajout de pôles sur une trajectoire de la couche intermédiaire de la pièce "Aile".

La méthode d'approximation par une Bspline avec ajout de pôles semble donc apporter une amélioration significative dans les cas de trajectoires très perturbées (présence d'oscillations et de pyramides). Le gain réel en termes de temps de dépose avec la contrainte de qualité a été vérifié en essai de drapage (voir paragraphe 5.4).

Une limite demeure concernant le contrôle de l'erreur. En effet, l'ajout d'un pôle supplémentaire dans les zones où l'erreur est trop importante permet de réduire cette erreur mais il n'y a pas d'assurance que cette erreur passe en dessous du seuil admissible. Ainsi nous proposons au paragraphe suivant une méthode plus fiable de contrôle de l'erreur.

5.2. Contrôle de l'erreur de lissage : utilisation du DOA

Dans le contexte de l'usinage de formes complexes, le lissage de l'évolution des consignes des axes rotatifs permet de prendre en compte le comportement cinématique de la machine et ainsi de réduire les ralentissements. Comme le lissage génère des erreurs par rapport à la trajectoire théorique, une zone contraignant l'orientation de l'axe outil nommée Domaine d'Orientation Admissible (DOA) est utilisée [Castagnetti08]. En chaque point de la trajectoire, l'axe outil doit donc appartenir au DOA. Le DOA a d'abord été défini en fraisage 5 axes en bout et en flanc et est maintenant étendu au drapage 5 axes. Dans un premier temps, le DOA, nommé DOAP, est construit autour de l'axe outil initial afin de traduire les tolérances acceptables vis-à-vis de la tolérance initiale généralement exprimée dans l'Espace Pièce. Le DOAP est ensuite converti en DOAM dans l'Espace Machine en utilisant le MGI.

En chaque point de la trajectoire, le DOAP est construit comme une pyramide à base rectangulaire contenant toutes les orientations possibles de l'axe outil (Figure 3-39). Le sommet de la pyramide se trouve à l'extrémité de l'outil. Les côtés de la pyramide représentent les erreurs normales et tangentielles admissibles selon les contraintes fonctionnelles. En usinage en bout, les tolérances sur l'orientation de l'axe outil sont directement représentées par les angles d'inclinaison et de détalonnage admissibles. En usinage en flanc, les tolérances sont définies par les erreurs normales et tangentielles car une réorientation de l'axe outil génère directement un défaut de forme. Ces contraintes d'usinage sont représentées simplement dans la base orthonormée de Darboux ($s, \mathbf{T}, \mathbf{N}, \mathbf{t}$) où s est l'abscisse curviligne, \mathbf{T} est le vecteur tangent unitaire à la trajectoire, \mathbf{N} est le vecteur normal à la surface et \mathbf{t} le vecteur normal géodésique (Figure 3-39). Contrairement à la sphère de Gauss ou au cône de visibilité, généralement utilisés pour répondre au problème d'accessibilité ou de visibilité, nous modélisons l'espace admissible par une pyramide afin de répondre à l'exigence de précision [Guerin94] [Balasubramaniam03] [Bi10].

Le DOAP est ensuite défini dans l'Espace Pièce (I, J, K) par les coordonnées I_n, J_n, K_n , $n \in [1, 4]$, définissant les sommets de la base rectangulaire de la pyramide. Le nombre de points de la base peut aisément être augmenté afin d'améliorer la précision du modèle. Ces coordonnées sont ensuite transformées dans l'Espace Machine (par exemple : A, C) grâce aux équations du MGI afin d'obtenir quatre couples (A_n, C_n) , $n \in [1, 4]$, définissant les limites du DOAM.

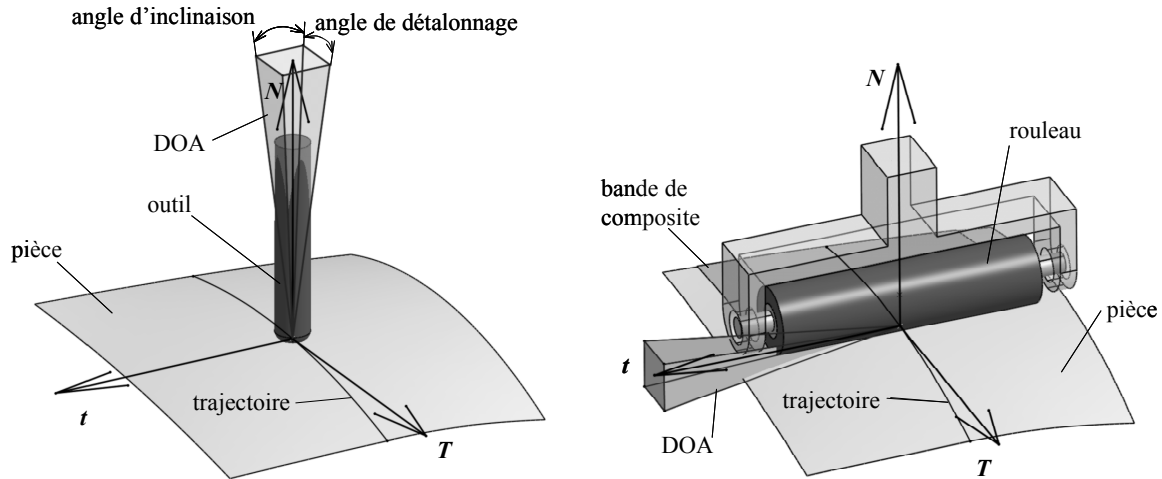


Figure 3-39 : définition du DOA. A gauche usinage en bout ; à droite drapage.

La Figure 3-40 montre le passage du DOAP au DOAM. La surface délimitée par un polygone définissant le DOAP est généralement transformée en deux surfaces – délimitées par des courbes et non par un polygone du fait de la non linéarité des équations du MGI – appartenant aux deux sous-espaces de solutions. Les solutions appartenant à un même sous-espace sont choisies pour tous les points du trajet afin d’assurer la continuité des consignes de déplacement des axes rotatifs sauf dans le cas du passage au point de singularité. Dans ce cas, les deux sous-espaces de solutions sont adjacents. Une explication plus détaillée de la construction du DOA est proposée dans les travaux de Castagnetti [Castagnetti08b].

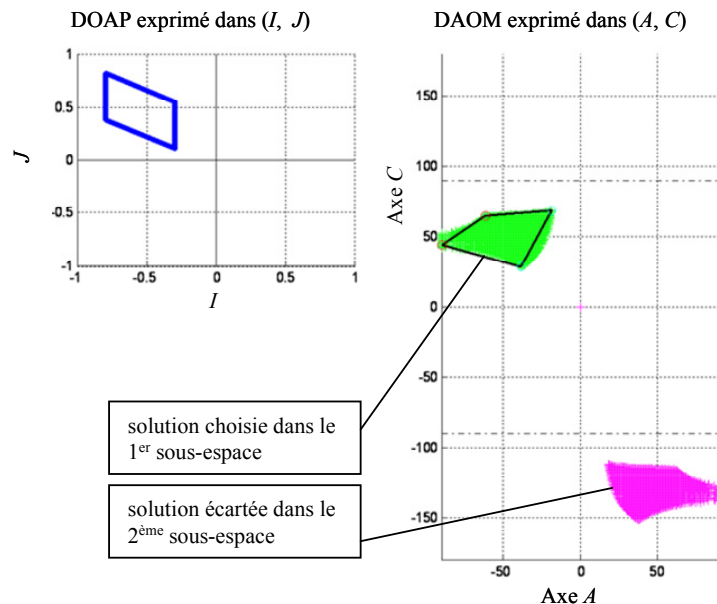


Figure 3-40 : passage du DOAP au DOAM [Castagnetti08b].

Utilisons maintenant le concept du DOA dans le cas du drapage. La machine de drapage considérée ici possède une architecture du type TTTRR pour laquelle les axes de

rotation A et C orientent l'outil. Le MGI de cette machine (présenté au paragraphe 2.2) est similaire à celui d'une machine RRTTT d'usinage. Dans le cas du drapage, la pyramide du DOAP est construite autour du vecteur t qui oriente le rouleau.

Une modification de l'orientation de l'axe outil peut créer des défauts sur la pièce finale. En effet, une rotation du rouleau de dépose autour de la normale à la surface N peut conduire à un déplacement de la bande sur la surface de dépose et ainsi créer un espace vide entre deux bandes qui risque de fragiliser la pièce finale. Pour éviter ce problème, la rotation autorisée autour de N doit être inférieure à $\pm 0,1$ degré (cette valeur varie selon la nature du matériau composite et la largeur de la bande). De plus une petite variation du rouleau autour de la tangente à la trajectoire T est également possible. Si cette rotation est trop importante, la bande risque de ne pas coller correctement au pli précédent. Ainsi la rotation autorisée autour de T est de ± 1 degré (cette valeur varie suivant la forme et le matériau du rouleau). Le DOAP est donc défini à partir de ces angles de rotation autorisés autour de T et N .

En conclusion, la définition du DOA permet d'exprimer les contraintes fonctionnelles nécessaires au respect de la qualité sous forme géométrique. Le DOA est utilisé dans la méthode de filtrage par morceaux présentée au paragraphe suivant afin de limiter l'erreur due au lissage.

5.3. Méthode de filtrage par morceaux

Afin d'assurer l'appartenance de la courbe filtrée au DOA, l'idée est d'adapter la fréquence de coupure du filtre à la taille du DOA. Ainsi, la fréquence de coupure normalisée est progressivement augmentée de 0 à 1 (où 0 correspond au filtrage maximum et 1 à l'absence de filtrage) jusqu'à ce que la courbe filtrée appartienne au DOA. Cette méthode présente donc l'avantage de toujours conduire à une trajectoire lissée respectant les contraintes de fabrication. En effet, une fréquence de coupure égale à 1 ne modifie pas la trajectoire initiale et permet de respecter un DOAM très étroit.

La méthode de filtrage de base (présentée au paragraphe 4.3.1) peut être améliorée et adaptée aux trajectoires plus complexes passant par des zones de pyramides. Nous verrons au Chapitre 4 que cette méthode est également utilisable pour les trajectoires de placement de fibres qui conduisent à de grandes variations sur les axes rotatifs et rendent le filtrage plus difficile.

Le passage de la trajectoire dans des zones de pyramides peut créer des sauts sur les axes rotatifs dont la taille est importante par rapport à la taille du DOA. Dans ce cas, le lissage de ces trajectoires avec le filtrage de base est possible mais l'efficacité du lissage est réduite afin de garantir l'appartenance de la trajectoire filtrée au DOA (Figure 3-41 b)).

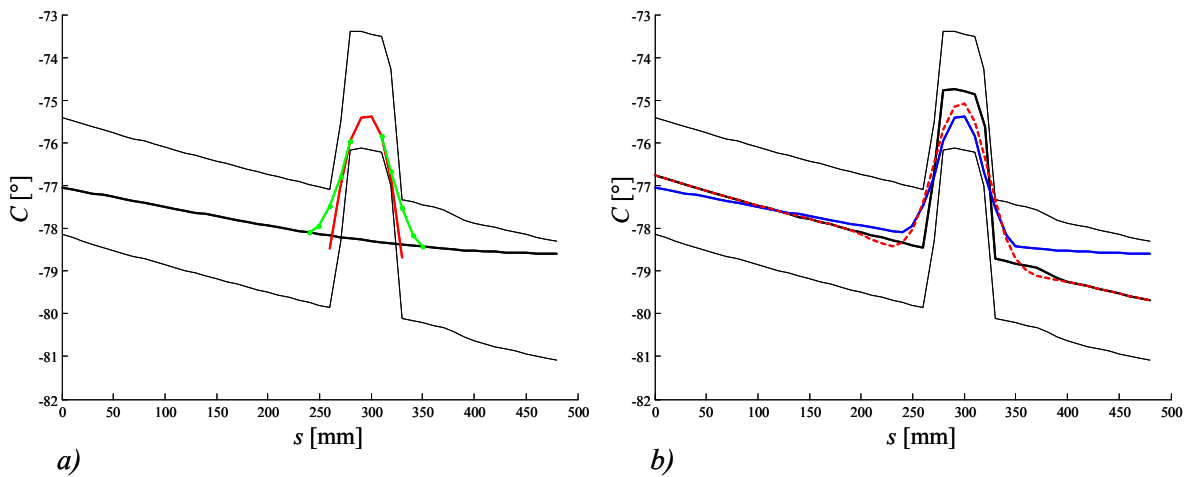


Figure 3-41 : a) construction de la trajectoire pour la méthode de filtrage par morceaux ; b) comparaison entre la trajectoire originale (en noir), la trajectoire lissée avec le filtrage de base (en rouge) et la trajectoire lissée avec le filtrage par morceaux (en bleu).

Ainsi, pour améliorer le lissage, l'idée est de couper la trajectoire en plusieurs portions et de lisser indépendamment chaque portion. Ensuite, toutes les portions sont reliées par des courbes de raccord Bspline de degrés 3. L'utilisation de telles courbes assure une transition lisse et C2 continue (courbes vertes Figure 3-41 a)). L'appartenance des points des courbes de raccord au DOA est vérifiée et si un point n'appartient pas au DOA, le point de contrôle le plus proche est déplacé pour modifier localement la forme de la courbe.

Le filtrage par morceaux est appliqué à la trajectoire test présentée Figure 3-41. L'évolution de la consigne de l'axe C est perturbée au passage d'une pyramide (courbe noire Figure 3-41 b)). Le filtrage de base conduit à une trajectoire très tendue (en pointillés rouges Figure 3-41 b)) en raison de la valeur importante de la fréquence de coupure du filtre afin de respecter l'appartenance au DOA. En comparaison, le filtrage par morceaux conduit à une courbe plus lisse (en bleu Figure 3-41 b)).

La trajectoire présentée Figure 3-41 peut être évaluée par le critère d'optimisation Cr présenté au Chapitre 4 paragraphe 5.2.2 représentant la fluidité de la trajectoire. Plus le critère est faible, plus la trajectoire est lisse. Le critère (calculé pour l'axe C uniquement) est égal à 2 pour la trajectoire initiale, 0,366 pour la trajectoire filtrée avec le filtrage de base et 0,298

pour la trajectoire filtrée avec le filtrage par morceaux. Ainsi, pour cette trajectoire test, le gain apporté par le filtrage par morceaux par rapport au filtrage de base est de 18,5 %.

L'efficacité du filtrage est directement liée à la détection des zones de pyramide. En effet, ce sont ces pyramides qui engendrent des sauts sur l'évolution de l'axe d'outil. A cause de la discrétisation du trajet, ces sauts se transforment en pentes montantes ou descendantes. Dans un premier temps, les pentes sont détectées sur les trois composantes de l'axe outil N . Cette étape permet de retenir les grandes variations sur l'orientation de l'axe outil (Figure 3-42 b)) et d'éliminer les petites oscillations dues par exemple à des erreurs numériques qui ne sont pas considérées comme des pyramides (Figure 3-42 c)). Une pyramide est alors définie comme la zone délimitée par deux pentes.

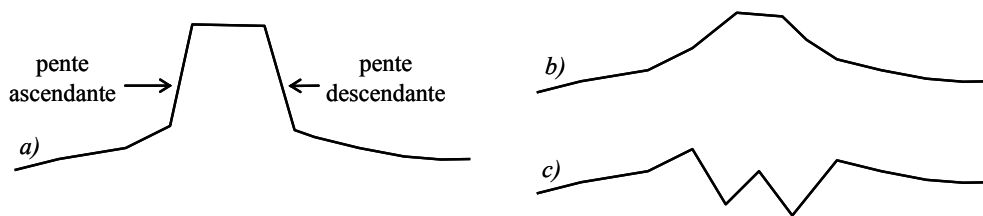


Figure 3-42 : a) pyramide effective ; b) pyramide pas assez pentue non retenue ; c) pyramide ayant une amplitude de variation trop faible non retenue.

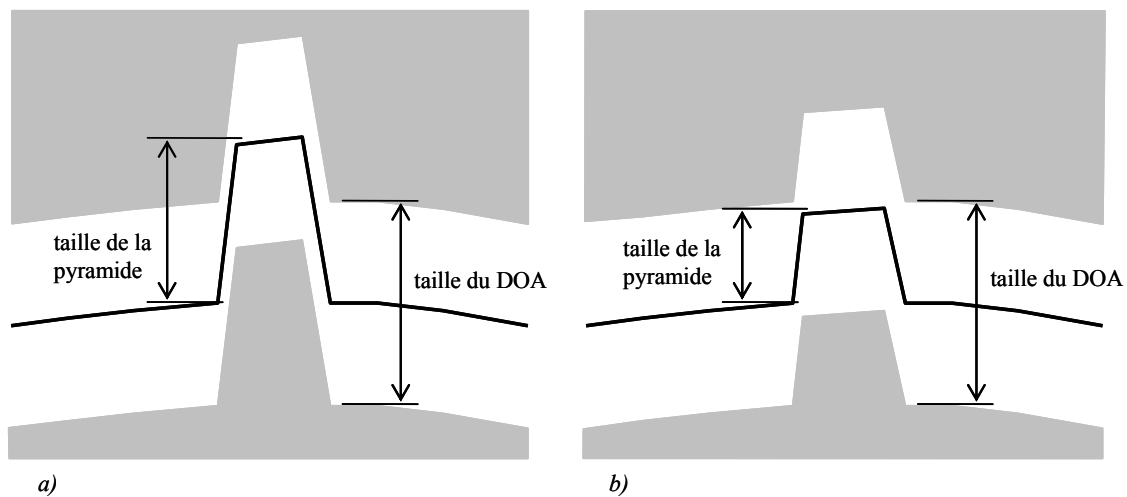


Figure 3-43 : comparaison entre la taille de la pyramide et la taille du DOA.

La deuxième étape concerne l'influence des pyramides sur l'évolution des axes rotatifs. En effet, une pyramide détectée dans l'Espace Pièce sur N , est transformée par le MGI en une pyramide sur les axes rotatifs. Cependant, une pyramide sur un axe rotatif doit être filtrée séparément, uniquement si la variation sur la consigne de l'axe dans la zone de la pyramide est importante. Nous fixons le seuil à la moitié de la taille du DOA dans la zone concernée. La pyramide a) Figure 3-43 est considérée car sa taille est supérieure à la moitié de la taille du

DOA contrairement à la pyramide b). Ainsi une pyramide dans l'Espace Pièce ne crée pas obligatoirement une pyramide sur chacun des axes rotatifs. Les zones de pyramides seront donc, dans le cas général, différentes sur chaque axe.

Le Tableau 3-8 présente les mesures de temps de parcours à vide de la trajectoire présentée Figure 3-41 effectuées sur la machine-outil Forest-Liné Atlas 7-axes (accélération de $2,5 \text{ m/s}^2$, jerk de 10 m/s^3 , CN Siemens 840D). La vitesse d'avance programmée est de 60 m/min , l'interpolation linéaire *G1* est utilisée ainsi que la fonction d'anticipation *Look ahead* et la fonction de lissage *Compcurv*. Le gain de temps apporté par le filtrage de base varie de $9,0 \%$ sans compresseur (*Compof*) à $16,0 \%$ avec *Compcurv*. En comparaison, le gain de temps apporté par le filtrage par morceaux est plus important et varie de $16,3 \%$ sans compresseur à $19,5 \%$ avec *Compcurv*.

	<i>Compof</i>	<i>Compcurv</i>
Trajectoire initiale	3,12	2,51
Filtrage de base	2,84	2,10
Filtrage par morceaux	2,62	2,02

Tableau 3-8 : temps de parcours à vide de la trajectoire test en secondes.

En conclusion, le filtrage par morceaux présente des résultats intéressants qui ont été validés en drapage (voir paragraphe suivant). Cette méthode de lissage est également utilisée dans la méthode d'optimisation des consignes articulaires en placement de fibres 7 axes (voir Chapitre 4).

5.4. Application

Des essais de drapage ont été réalisés chez Forest-Liné à Capdenac le 03 octobre 2008 en collaboration avec Philippe Cuminal et Arnaud Malige sur la machine Atlas 5 axes afin de vérifier l'efficacité des méthodes de lissage en termes de réduction du temps de dépose et de respect de la qualité.

Des essais n'ont pu être effectués que sur la surface de base de la pièce DC-Part-FLC qui est un outillage représentatif des difficultés de drapage dans le domaine de l'aéronautique (panneaux d'un caisson central, panneaux d'une aile...) sur lequel se trouvent des zones de pyramides (Figure 3-44). Cependant, cette surface de base est lisse contrairement aux surfaces update qui engendrent des oscillations sur l'axe outil. Une dépose sur une surface update n'a pas pu être effectuée car ceci aurait nécessité de déposer un nombre trop important de couches. Ainsi ces essais ont avant tout permis de vérifier que le lissage ne dégrade pas la

qualité ; le gain de temps dû au lissage des oscillations ayant été vérifié préalablement lors des essais à vide.

Les essais se sont déroulés en deux phases :

- Enregistrement des vitesses articulaires en temps réel lors de la dépose des lés 7 et 68 pour différents réglages des deux méthodes de lissage.
- Dépose des couches 3 et 4 complètes avec relevé du temps de dépose global.

5.4.1. Dépose des lés 7 et 68 : analyse des vitesses

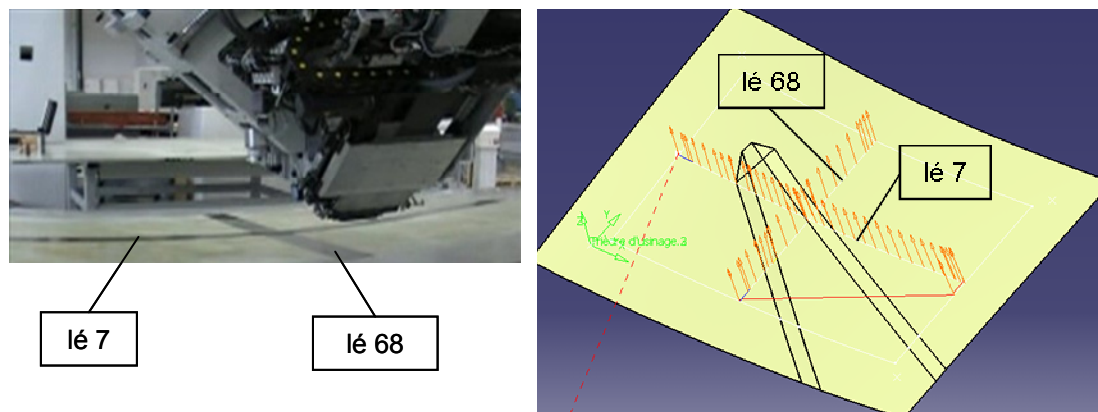


Figure 3-44 : dépose des lés 7 et 68 sur la pièce DC-Part-FLC.

Les lés 7 (7^{ème} lé de la couche 1 à 0°) et 68 (10^{ème} lé de la couche 4 à 90°) ont été déposés avec différents programmes correspondant aux différents lissages avec et sans compliance angulaire (Figure 3-44). Voici la description de ces programmes :

- "initiale" : trajectoire initiale. L'orientation de l'axe outil est corrigée avec la méthode de carottage des deux points extrémités du rouleau (voir paragraphe 1.2.3).
- "appro a 03" : méthode par approximation et ajout de pôles sur A . 03 correspond à 0,3° qui est la limite d'erreur sur A qui déclenche l'ajout d'un pôle.
- "appro a 05" : méthode par approximation et ajout de pôles sur A . 05 correspond à 0,5° qui est la limite d'erreur sur A qui déclenche l'ajout d'un pôle.
- "appro ac 05" : méthode par approximation et ajout de pôles sur A et C . 05 correspond à 0,5° qui est la limite d'erreur sur A qui déclenche l'ajout d'un pôle.
- "filtre a05 c02" : filtrage avec une fréquence de coupure normalisée de 0,5 sur A et 0,2 sur C .

- "filtre a05 c02 R" : filtrage avec une fréquence de coupure normalisée de 0,5 sur A et 0,2 sur C . La trajectoire est ré-échantillonnée avec un pas de 150 mm (distance curviligne entre deux points de passage successifs).
- "filtre a05 c05" : filtrage avec une fréquence de coupure normalisée de 0,5 sur A et C .

Les paramètres opératoires sont les suivants :

- Dépose de bandes de pré-imprégné carbone/résine époxy de 150 mm de large.
- Utilisation du rouleau de dureté 55 shores (de couleur vert foncé).
- Effort de compactage de 350 N appliqué par le rouleau. Notons que l'effort utilisé lors des essais est faible : on le règle généralement à 600 N pour ce type de rouleau.
- Vitesse d'avance programmée de 45 m/mn.
- Utilisation ou non de la compliance angulaire. La correction de l'orientation est dans ce cas basée sur une mesure en temps réel de la différence d'effort à chaque extrémité du rouleau. Cette mesure d'effort est réalisée pendant les essais et affichée sous le nom "jauge" Figure 3-45 et Figure 3-48.
- Suppression des points doubles lors du post-processing : si deux points successifs sont distants de moins de 10 mm, le deuxième point est supprimé.

La qualité de dépose de ces deux lés est satisfaisante quelque soit le lissage et est équivalente à celle de la trajectoire initiale. On note cependant la présence d'un très léger décollement au niveau de la première pyramide du lé 68.

Les temps de dépose sont très comparables quelque soit la stratégie. Visuellement, la trajectoire la plus fluide semblait être celle de la méthode de filtrage avec ré-échantillonnage ce qui est confirmé par l'étude des consignes articulaires. Le Tableau 3-9 montre les temps de parcours de chaque trajectoire avec et sans compliance angulaire.

	7 sans compliance	7 avec compliance	68 sans compliance	68 avec compliance
Appro a 03	12,22	12,28	9,02	9,05
Appro a 05	12,22	12,31	9,02	9,13
Appro ac 05	-	12,24	-	9,13
Filtre a05 c02	11,75	11,84	9,16	9,22
Filtre a05 c02 R	10,85	10,96	8,87	8,98
Filtre a05 c05	-	11,32	-	9,29
Initiale	12,35	12,42	9,67	9,72

Tableau 3-9 : temps de dépose en secondes des lés 7 et 68 avec et sans compliance.

Ainsi ces mesures de vitesse amènent aux conclusions suivantes :

Sur le lé 7, la trajectoire la plus rapide avec compliance est lissée avec le filtre passe-bas a05 c02 R. Le gain par rapport à la trajectoire initiale est de 11,7 %. Comme le montre la Figure 3-45, ce gain vient du fait que dans la zone de la pyramide, l'amplitude des variations de A est moins importante : l'axe met donc moins de temps pour parcourir l'angle souhaité. Les profils de vitesse et d'accélération sont très similaires car la trajectoire initiale est peu perturbée (Figure 3-46). Les jerks limites ne sont pas atteints au cours de la trajectoire. Sur la partie lisse en fin de trajectoire, la machine a le temps d'atteindre l'accélération limite sur l'axe X .

Sur le lé 7, la trajectoire la plus rapide sans compliance est aussi lissée avec le filtre passe-bas a05 c02 R. Là encore le gain est dû à la forme plus tendue de la trajectoire lissée qui nécessite une amplitude de déplacement angulaire plus faible. Les consignes de vitesse de l'axe A sans compliance sont plus lisses ce qui explique que le temps de dépose sans compliance soit plus court. Ceci est illustré par l'ellipse noire Figure 3-46 : dans cette zone, la valeur de la jauge de contrainte (pilotant l'action de la compliance angulaire) oscille autour de zéro ce qui provoque des oscillations sur la consigne de vitesse. Ces oscillations n'apparaissent pas sur la trajectoire sans compliance (Figure 3-47).

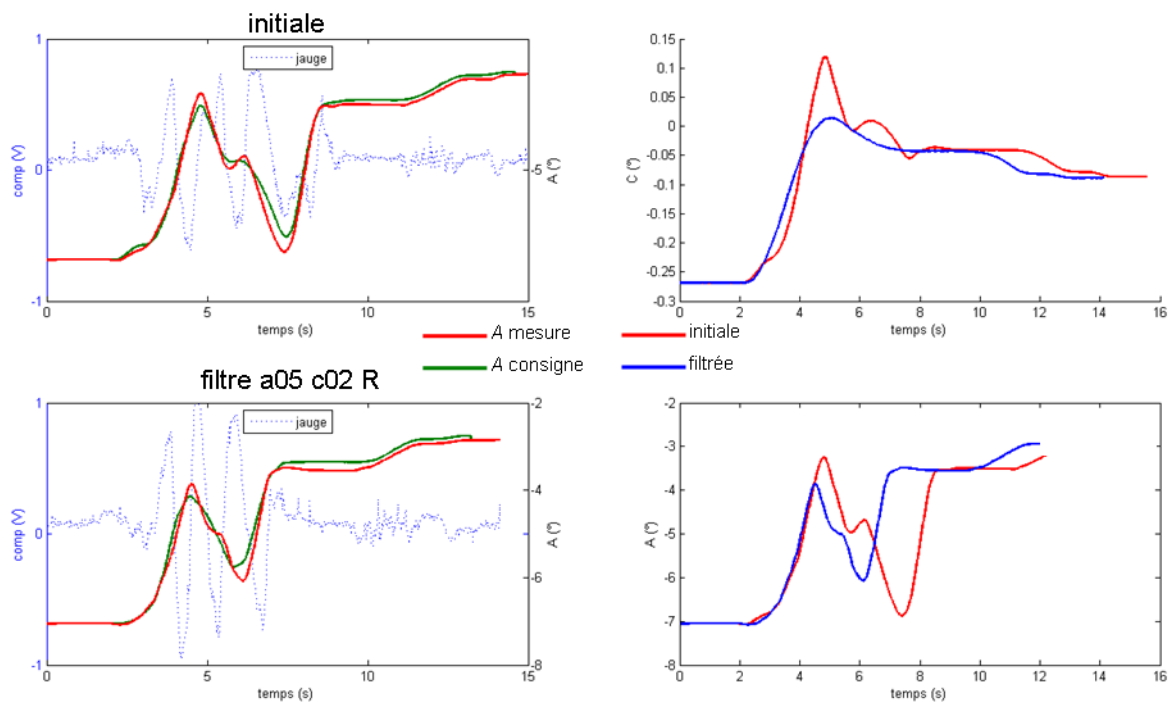


Figure 3-45 : comparaison des trajectoires du lé 7 avec compliance. A gauche comparaison entre consigne et mesure. A droite comparaison entre initiale et filtrée.

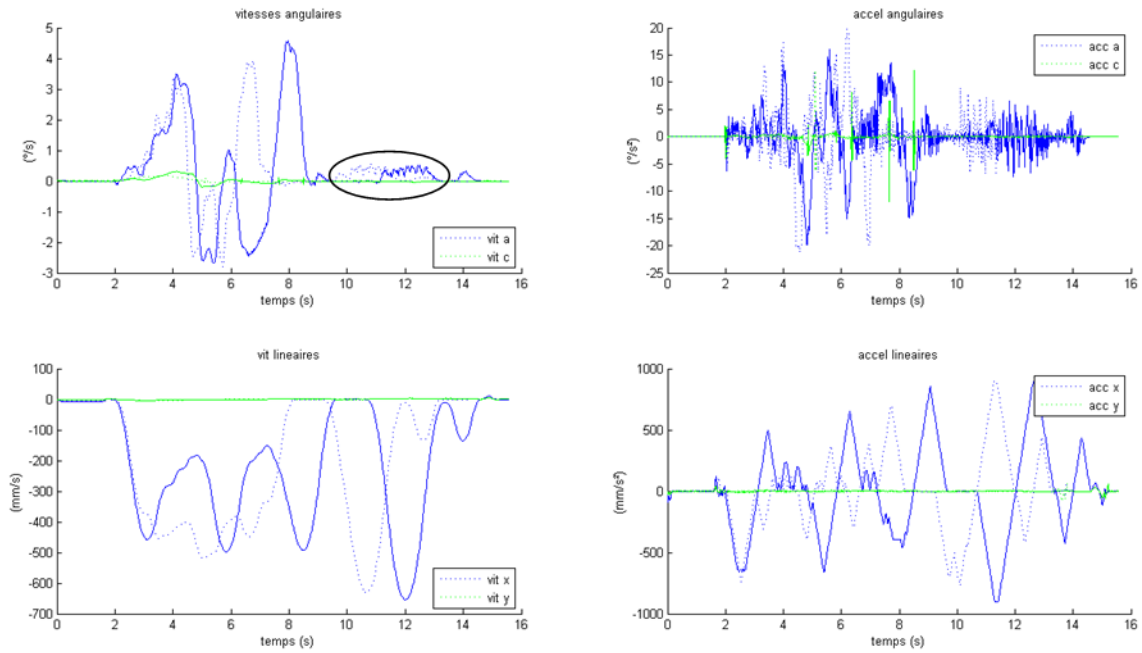


Figure 3-46 : comparaison des trajectoires du lé 7 avec compliance.

Courbe traits pleins : initiale ; Courbe traits pointillés : filtre a05 c02 R.

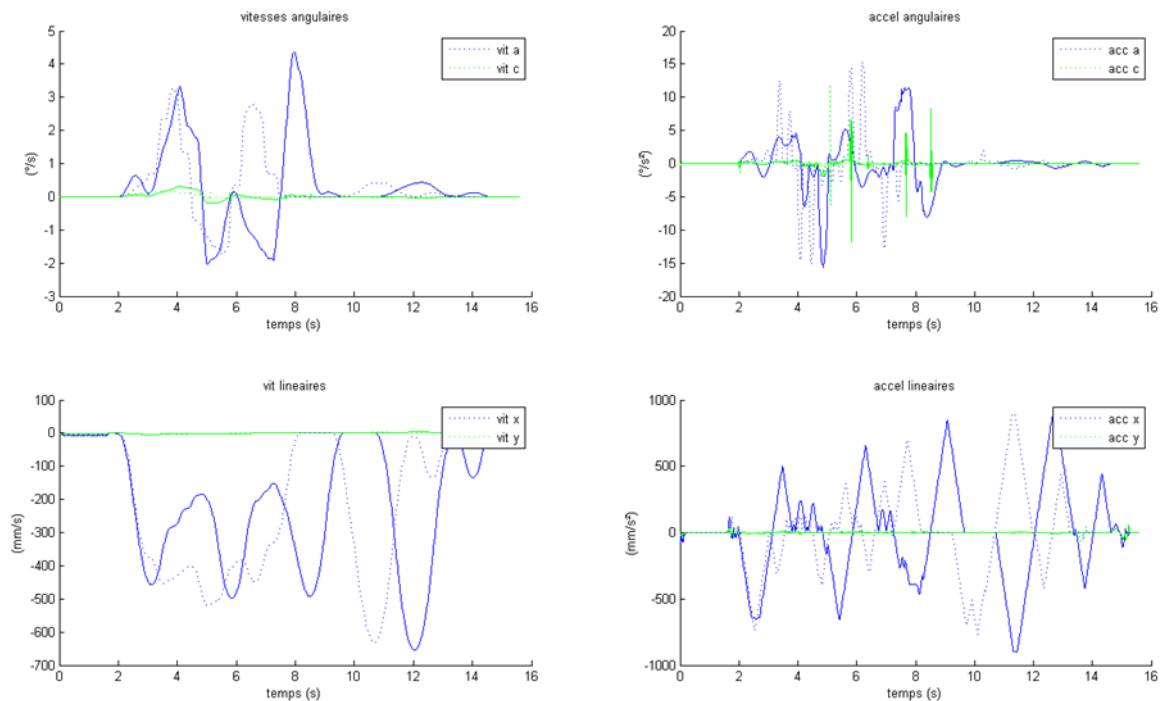


Figure 3-47 : comparaison des trajectoires du lé 7 sans compliance.

Courbe traits pleins : initiale ; Courbe traits pointillés : filtre a05 c02 R.

Sur le lé 7, le lissage par approximation ne permet de gagner que 0,5 %. Ceci est dû à la présence d'un point d'inflexion sur la consigne de l'axe A (Figure 3-48). Ce résultat est surprenant car ce point d'inflexion n'était pas visible après le post-processing ; de plus aucun

des axes ne semble limitant dans cette zone. L'origine de ce ralentissement n'a pas pu être déterminée.

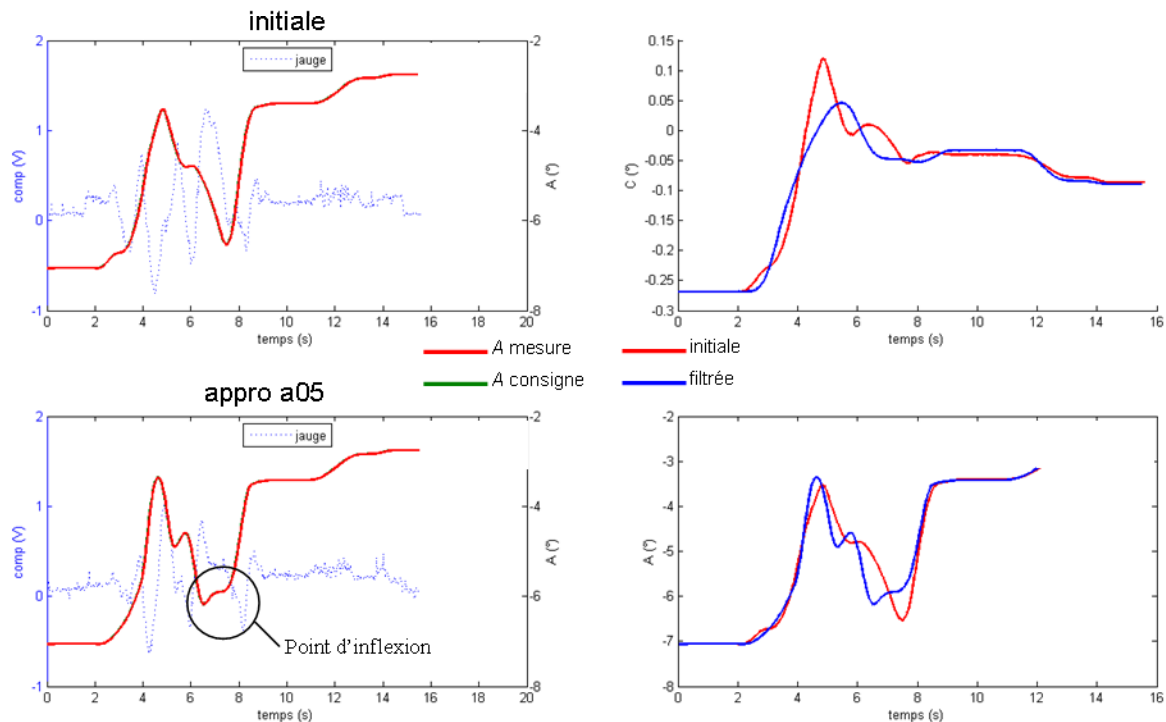


Figure 3-48 : comparaison des trajectoires du lé 7 sans compliance.

Courbe 1 : initiale ; Courbe 2 : appro a05.

Le ré-échantillonnage permet de gagner du temps car les points sont plus espacés et non parce qu'ils sont mieux répartis. En effet les relevés de vitesse montrent que les points d'inflexion présents sur la courbe filtrée non ré-échantillonnée (dans les cadres Figure 3-49) ne ralentissent pas la machine. C'est bien l'espacement plus important entre les points qui conduit à un lissage plus prononcé qui permet de gagner du temps.

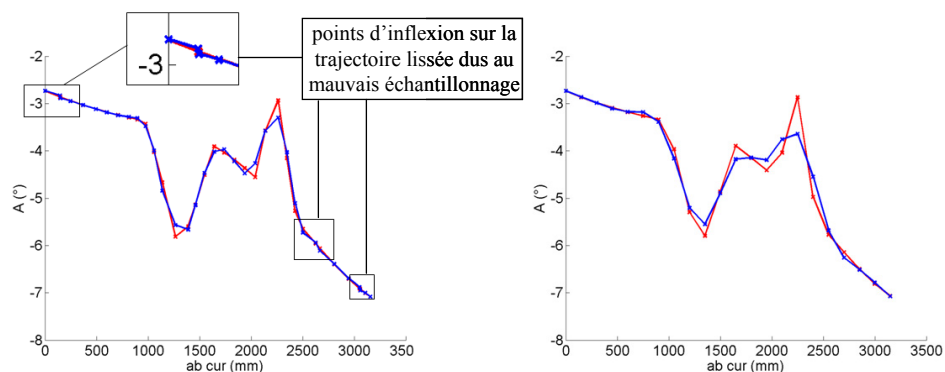


Figure 3-49 : consigne de A (au signe près) en fonction de l'abscisse curviligne. A gauche, le filtrage est appliqué sur la courbe initiale, à droite sur la consigne ré-échantillonnée.

Cette série d'essais montre que les améliorations apportées aux méthodes de lissage permettent de traiter convenablement les trajectoires tracées sur la surface de base présentant des pyramides. En effet, la qualité de dépose en terme de compactage et d'absence de pontages importants est assurée quelque soit la méthode de lissage. De plus, sur les deux lés testés, le lissage permet de gagner un faible pourcentage de temps de dépose productif.

D'autres conclusions sont à notées :

- L'action de la compliance angulaire ralentit très légèrement la machine car elle crée des perturbations dans le profil de vitesse de l'axe A .
- Les faibles oscillations ou points d'inflexion parasites apparaissant dans des zones initialement lisses de la consigne de A suite au lissage ne semblent pas avoir d'incidence sur la qualité ni le temps de dépose.
- L'échantillonnage plus homogène des points ne semble pas permettre de gagner du temps. Par contre, le fait que les points soient plus espacés le long de la trajectoire (150 mm) entraîne un lissage plus important ce qui permet de gagner un faible pourcentage de temps de dépose productif.

Les méthodes présentant le meilleur compromis entre gain de temps et précision par rapport à la trajectoire initiale sont l'approximation avec ajout de pôles sur A si l'erreur sur A dépasse $0,3^\circ$ et le filtrage avec fréquence de coupure normalisée de 0,5 sur A et 0,2 sur C .

5.4.2. Dépose complète des couches 3 et 4

Cet essai consiste à déposer les couches 3 et 4 avec trois trajectoires : la trajectoire initiale, la trajectoire "appro a 05" et la trajectoire "filtre a05 c02 R". Le temps total de dépose est enregistré et la qualité vérifiée visuellement.

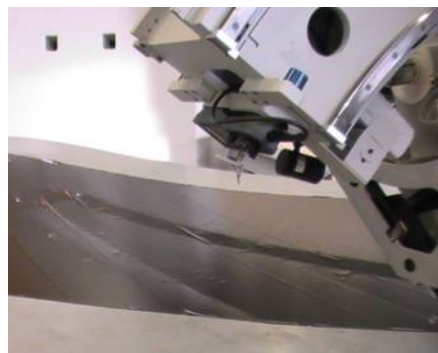


Figure 3-50 : dépose de la couche 3 sur la pièce DC-Part-FLC.

Les temps de dépose sont équivalents (différence inférieure à 5 %) pour les trois trajectoires ce qui confirme les résultats des lés 7 et 68. Deux éléments font que ces mesures de temps sont à considérer avec précautions :

- Le temps improductif (réorientation de la tête entre deux lés, découpe de la bande) représente plus de 50 % du temps total mesuré.
- Les mesures du temps ont été perturbées par un arrêt imprévu de la tête.

La qualité est acceptable pour les deux couches et les trois trajectoires. Cependant, trois lés de la couche 3 (à -45°) présentent des légers pontages pour les deux méthodes de lissage (ellipses noires Figure 3-51 et Figure 3-52). La Figure 3-52 présente une comparaison des consignes de l'axe A pour les trajectoires "initiale", "appro a 05" et "normale corrigée" pour ces 3 lés. La trajectoire "normale corrigée" a été générée en modifiant l'axe outil pour qu'il s'approche de l'orientation naturelle du rouleau. Cette orientation a été calculée avec le modèle statique de déformation du rouleau (paragraphe 3.1). Rappelons que cette orientation est proche de l'orientation de la droite des moindres carrés associée à la ligne de contact entre le rouleau et la pièce. Nous faisons l'hypothèse que cette orientation est plus proche de l'orientation naturelle que l'orientation de l'axe outil calculé par carottage des deux points extrémités du rouleau (c'est la méthode employée sur la trajectoire initiale). On constate que les pontages ont lieu dans les zones où l'orientation du rouleau de la trajectoire lissée s'éloigne de l'orientation naturelle. Ceci justifie donc qu'orienter le rouleau suivant l'orientation naturelle améliore la qualité de dépose.

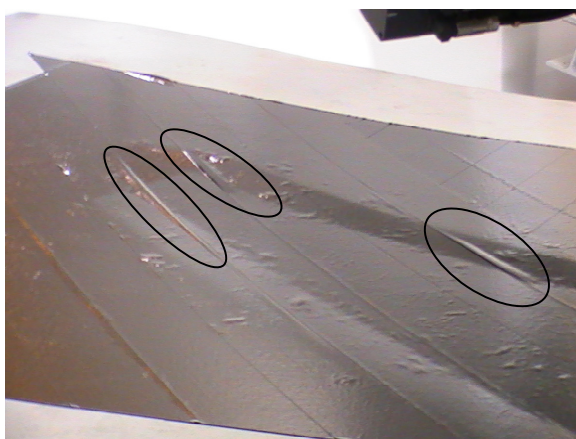


Figure 3-51 : pontage sur les lés 8, 10 et 12 de la couche 3.

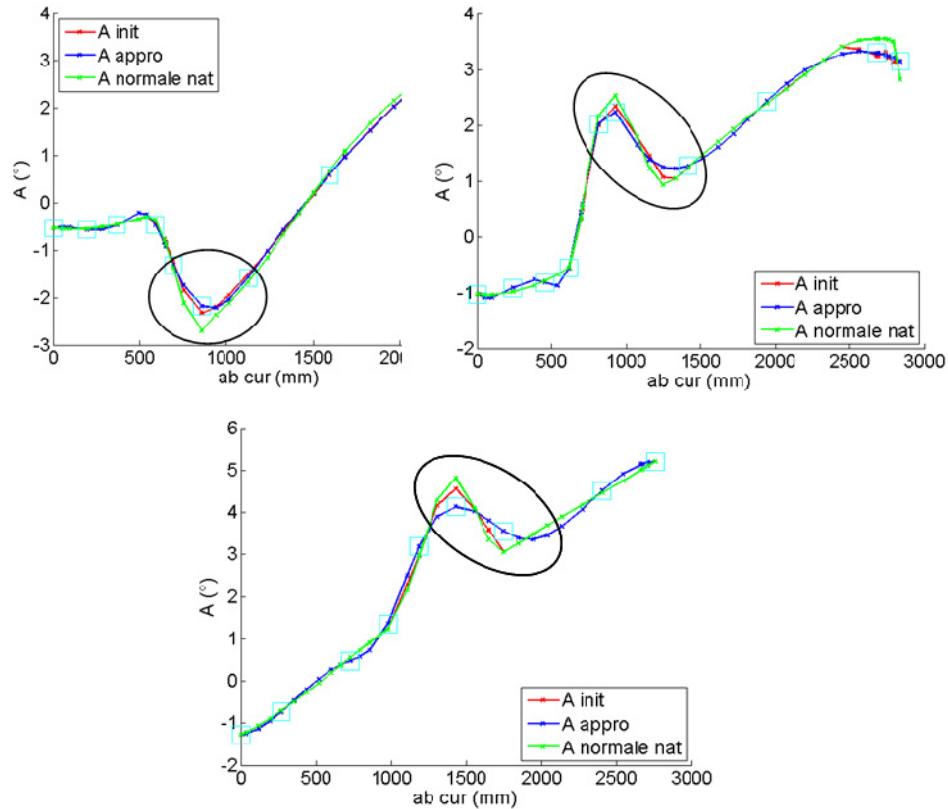


Figure 3-52 : comparaison des consignes de l'axe A pour les trajectoires "initiale", "appro a 05", et "normale corrigée" pour les lés 8 (en haut à gauche), 10 (en haut à droite) et 12 (en bas) de la couche 3.

La dépose des couches 3 et 4 complètes confirme les résultats obtenus avec la dépose des lés 7 et 68 seuls à savoir que, sur des trajectoires de la surface de base présentant des pyramides, le lissage ne dégrade pas le temps de dépose et conduit à une qualité acceptable. Néanmoins, trois lés de la couche 3 présentent de légers pontages suite au lissage. Pour expliquer ce phénomène, on peut émettre l'hypothèse que dans ces zones, l'axe outil modifié par le lissage s'écarte de l'orientation naturelle du rouleau. Deux conclusions découlent de ce constat :

- Afin de diminuer ces phénomènes de pontage, il convient d'appliquer le lissage non pas sur la trajectoire initiale mais bien sur une trajectoire avec l'axe outil colinéaire à l'orientation naturelle du rouleau. Cette orientation naturelle peut être calculée grâce au modèle statique de déformation du rouleau.
- Le passage de la zone de pyramide de la pièce testée est a priori un cas représentatif des zones les plus propices au pontage. Toutefois, un faible pourcentage des lés est touché par ce phénomène et la taille des décollements engendrés reste faible. Enfin on

peut supposer qu'avec un effort de compactage réglé à un niveau plus élevé (600 N au lieu de 350 N lors des essais) ces défauts auraient été réduits voir supprimés.

Ces éléments permettent de valider l'utilisation des méthodes de lissage sur la surface de base d'un outillage présentant des pyramides.

6. Conclusion

Les essais de dépose réelle réalisés chez Forest-Liné le 3 octobre 2008 ont permis de valider l'utilisation des méthodes de lissage avec contrôle de l'erreur sur la surface de base de la pièce DC-Part-FLC présentant des pyramides. En effet, la qualité de dépose est acceptable et le temps de dépose n'est pas pénalisé. Concernant les trajectoires des surfaces update plus perturbées et présentant des oscillations, l'efficacité des méthodes de lissage a été démontrée en termes de gain de temps de parcours à vide. En effet, les gains dépassent les 30 % pour la méthode d'approximation par une Bspline et pour la méthode par filtrage lorsqu'elles sont associées aux fonctions de lissage de la CN (*G462* et *Compcurv*).

Ainsi, pour les trajectoires de la surface de base qui ne présentent pas d'oscillations, les gains de productivité apportés par le lissage sont faibles. Cependant le lissage avec contrôle de l'erreur ne dégrade pas la qualité de dépose ce qui nous permet de valider l'utilisation du DOA pour assurer la qualité. Par contre, pour les trajectoires des surfaces update, le lissage dans l'Espace Machine permet d'améliorer sensiblement le comportement cinématique de la machine et ainsi de gagner du temps. La méthode par filtrage est en cours de test chez Forest-Liné et pourrait être proposée aux clients avec la solution FAO fournie avec les machines de drapage vendues.

Parmi les différentes méthodes de lissage testées, nous retenons la méthode par filtrage par morceaux dans l'Espace Machine associée au contrôle de l'erreur grâce au DOA. En effet, cette méthode présente l'avantage d'être rapide et adaptée aux trajectoires présentant des pyramides et des oscillations. C'est donc cette méthode qui est utilisée dans le Chapitre 4 où le but est d'optimiser les consignes des axes de rotatifs d'une machine de placement de fibres à architecture redondante.

Chapitre 4 Optimisation du comportement cinématique machine en placement de fibres 7 axes

1. Problématique

1.1. Comportement cinématique de la machine de placement de fibres

Comme dans le cas du drapage 5 axes présenté au 0, améliorer le suivi de trajectoires de placement de fibres est un moyen de minimiser le temps de production. Les discontinuités de la trajectoire peuvent générer des ralentissements de la machine dues aux variations de l'orientation de l'axe outil. Ainsi, afin d'améliorer le comportement cinématique des machines-outils, le lissage des axes rotatifs s'avère efficace. Comme dans le cas du drapage, un contrôle de l'erreur engendrée par le lissage est nécessaire afin d'assurer la qualité de la pièce finie.

Dans notre cas, le procédé de placement de fibres se différencie du drapage de par la redondance cinématique de la machine utilisée. En effet, lorsqu'une machine ou un robot a plus de degrés de mobilité que nécessaire pour exécuter une tâche donnée, il possède une redondance fonctionnelle. La machine considérée dans cette étude possède une structure cartésienne à six degrés de mobilité (voir Figure 4-1 paragraphe 2.1) associée à une table de positionnement avec un degré de liberté en rotation (axe B). Le degré de mobilité de la machine est donc égal à sept. Comme la spatialité de la tâche de l'opération de placement de fibres est égale à six, la redondance fonctionnelle est égale à un. Ainsi la résolution du Modèle Géométrique Inverse conduit à une infinité de solutions possibles dans l'Espace Machine pour une même pose de l'outil dans l'Espace Pièce. Afin d'améliorer le comportement cinématique de la machine de placement de fibres, le lissage des axes rotatifs doit donc être associé à la gestion de la redondance.

1.2. Gestion de la redondance en robotique

Dans la littérature, plusieurs méthodes existent afin de trouver une solution optimale parmi les solutions possibles du MGI. Maria da Graça Marcos présente une revue détaillée des méthodes utilisées pour résoudre le problème de la résolution de la redondance [Garça Marcos09].

Une première famille de méthodes permet de résoudre la redondance en spécifiant une ou plusieurs contraintes sur les consignes articulaires ou sur leurs dérivées. Ces contraintes peuvent être exprimées par une relation explicite ou implicite [Chung92]. L'avantage principal de ces méthodes est de conduire facilement à une solution admissible, mais le champ des solutions possibles est limité par les contraintes. Dans notre cas, une telle méthode est utilisée pour calculer la solution initiale de l'algorithme d'optimisation (voir paragraphe 3).

Une deuxième famille de méthodes est basée sur le calcul de la pseudo-inverse de la matrice Jacobienne, calculée à partir du MGI [Benhabib85] [Nakamura87] [Dubey88]. La pseudo-inverse de la matrice Jacobienne, qui est une matrice rectangulaire, est utilisée pour calculer la trajectoire dans l'Espace Machine. Cependant il n'y a aucune garantie que les singularités cinématiques soient évitées. En outre, le principal inconvénient de cette méthode est qu'une pose donnée de l'effecteur peut conduire à différentes solutions sur les consignes articulaires en fonction de la pose initiale utilisée pour l'optimisation. Par exemple, pour des trajectoires cycliques, les trajectoires articulaires calculées ne sont pas toujours répétitives, ce qui peut constituer une limitation.

Lee propose une approche d'optimisation multi-objectif pour la résolution de la redondance d'un robot à 7 degrés de mobilité [Lee06]. Cette méthode permet d'optimiser plusieurs critères cinématiques ou mécaniques comme l'évitement de collision, l'éloignement des limites articulaires, l'augmentation de la manipulabilité, la minimisation de l'énergie consommée ou la minimisation des couples articulaires. La détermination des poids à affecter à chaque critère est une réelle difficulté. Un poids trop important affecté au critère d'éloignement des butées articulaires peut par exemple conduire à des oscillations de la solution [Euler89]. Robin et Guire proposent des méthodes similaires pour des applications de polissage et de découpe de viande [Robin07] [Guire09].

Les caractéristiques dynamiques des manipulateurs ont également été introduites dans la résolution de la redondance par Le Boudec et Zhang [Zhang01] [Le Boudec06]. Pour cela un modèle mécanique prenant en compte les matrices de masse, d'amortissement et de raideur

des principaux éléments composant la structure du robot, est mis en place. Ce modèle permet par exemple de corriger l'erreur de positionnement de l'effecteur d'un robot flexible due aux déformations de sa structure. Dans notre cas, les machines-outils de dépose sont suffisamment rigides pour négliger l'erreur due aux déformations de la structure.

Une troisième famille de méthodes est basée sur l'utilisation des algorithmes génétiques (GA). Les GA sont utilisés afin de minimiser des critères cinématiques comme la distance entre les positions réelles et souhaitées [Nearchou96] ou l'amplitude de variation des axes du robot [Nearchou98]. La somme des écarts entre positions réelles et souhaitées le long de la trajectoire peut également être utilisée comme critère d'optimisation [Zaers02]. Vosniakos utilise les GA pour minimiser le travail dépensé par les moteurs des articulations de robots industriels redondants [Vosniakos09]. Les contraintes de l'optimisation sont les limites en accélération, vitesse et déplacement de chaque axe et l'évitement de singularité. Cependant les GA sont des algorithmes nécessitant en général un temps de calcul important et posent parfois des problèmes de convergence.

Bien que ces méthodes puissent être utilisées dans notre cas, une solution plus simple à mettre en œuvre a été choisie du fait du faible degré de redondance de la machine.

1.3. Conclusion

Dans le contexte du placement de fibres, l'utilisation des méthodes de gestion de la redondance présentées précédemment n'est pas pertinente. En effet, le Tableau 4-1 montre que si B est connue, A , $C1$ puis $C2$ peuvent être calculées analytiquement. Cela s'explique par le faible degré de redondance de la machine. Par conséquent, la résolution de la redondance peut être effectuée en optimisant la consigne de l'axe B tout au long de la trajectoire suivant un critère cinématique représentant le temps de parcours. Ainsi nous proposons une approche globale d'optimisation des consignes des axes rotatifs associant l'optimisation de B pour résoudre la redondance, à un lissage des autres axes rotatifs.

L'optimisation de B est réalisée par une méthode d'optimisation des moindres carrés utilisée dans une fonction Matlab. L'algorithme génère une solution locale après des itérations et évaluations successives de la fonction d'objectif définie à partir des variations de A , B , $C1$, $C2$. Ainsi, les consignes des axes rotatifs sont calculées à chaque étape. Afin d'obtenir la trajectoire la plus rapide, ces consignes sont également lissées en profitant de l'erreur admissible sur l'orientation de l'outil. Le contrôle de l'erreur grâce au DOA permet donc de

proposer une trajectoire dans l'Espace Machine qui améliore le comportement cinématique de la machine tout en assurant la qualité.

2. Placement de fibres sur une machine 7 axes

Afin de proposer des stratégies de commande de la machine 7 axes de placement de fibres, le Modèle Géométrique Inverse (MGI) doit être défini. Pour cela, nous présentons dans un premier temps le paramétrage géométrique de la machine afin d'exprimer dans un second temps le MGI.

2.1. Paramétrisation du Modèle Géométrique

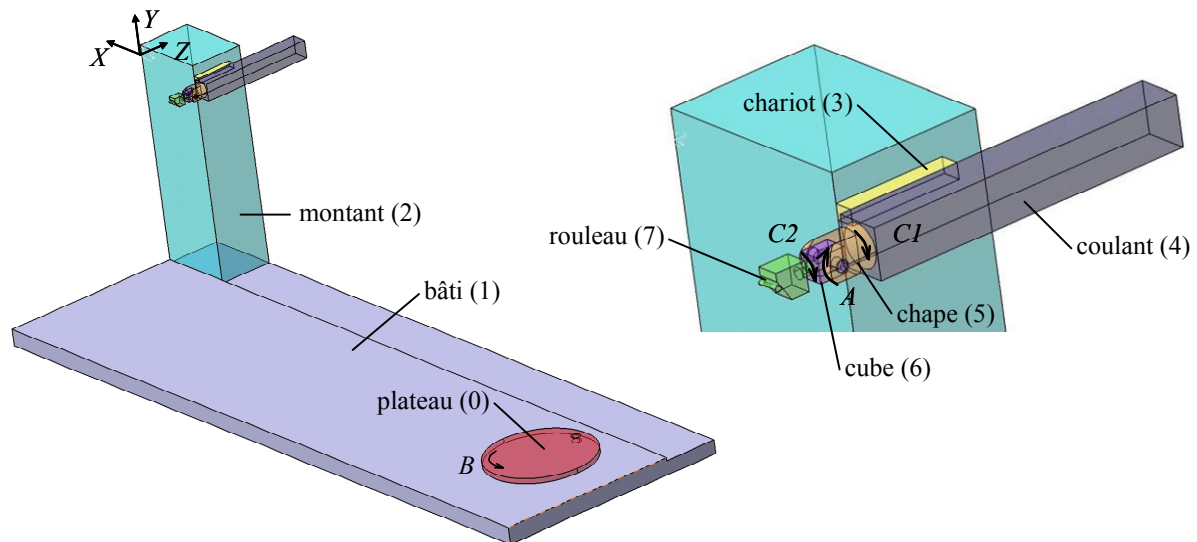


Figure 4-1 : machine Atlas 7 axes.

La Figure 4-1 présente une vue de la machine Atlas 7 axes dont les liaisons motorisées sont paramétrées par les grandeurs X , Y , Z , $C1$, A , $C2$ et B . La Figure 4-2 schématise le mécanisme et présente le paramétrage retenu. Ce paramétrage est établi suivant le formalisme proposé par Khalil (méthode de Denavit-Hartenberg) [Khalil86]. Les axes A , $C1$ et B permettent d'orienter la tête de dépose normale à la surface et l'axe $C2$ permet d'orienter l'axe du rouleau normal à la trajectoire.

Pour positionner et orienter chaque élément de la structure de la machine, un repère R_j est associé à chaque élément j suivant la méthode de Denavit-Hartenberg. Le repère R_p

correspond au repère associé à la pièce. Ainsi l'écriture du MGI peut être faite en exprimant le repère R_7 dans le repère R_p .

Les paramètres géométriques de la machine Atlas 7 axes sont donnés en ANNEXE 4.

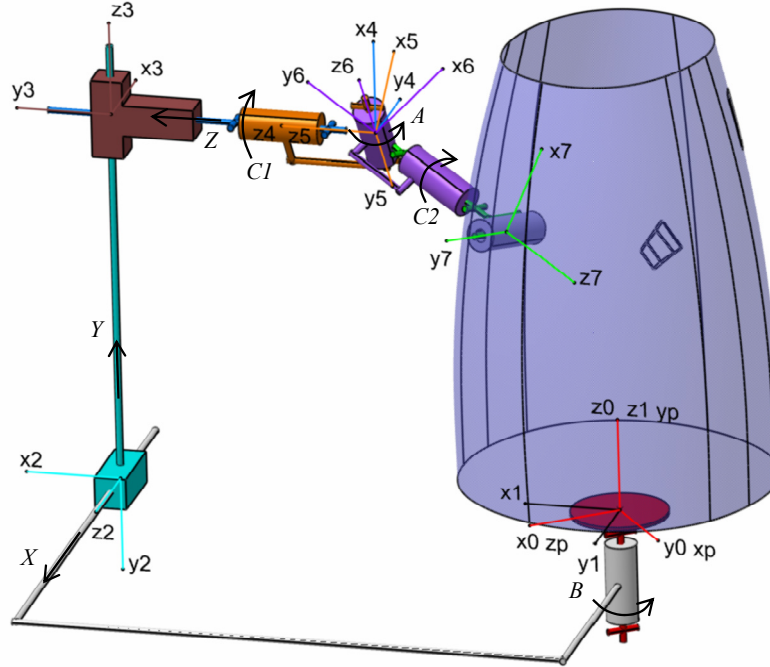


Figure 4-2 : modélisation géométrique de la machine de placement de fibres Atlas 7 axes.

2.2. Modèle Géométrique Inverse

L'expression du MGI passe par la définition de relations mathématiques permettant de passer de l'Espace Opérationnel de la tâche (ou Espace Pièce) à l'Espace Articulaires (ou Espace Machine). Notons qu'avec cette machine 7 axes, il est possible ici d'orienter à la fois la tête de dépose normale à la surface et le rouleau normal à la trajectoire contrairement à la machine de drapage 5 axes. Le repère R_7 fixe par rapport à l'axe du rouleau est défini de manière à ce que z_7 soit colinéaire à l'axe de la liaison motorisée C2 et y_7 soit colinéaire à l'axe du rouleau.

Rappelons que N est défini comme le vecteur normal surface et T comme le vecteur tangent à la trajectoire. T'' est défini comme la projection du vecteur tangent à la trajectoire T sur le plan perpendiculaire à N . Ainsi $T'' = T - (N \cdot T) \cdot N$.

La dépose se passe alors correctement si z_7 est égal à $-N$ et x_7 à T'' . On utilise les matrices de passage du repère i au repère j notées ${}^i T_j$ pour exprimer ces relations. Les ${}^i T_j$ sont des matrices (4×4) données en ANNEXE 5.

Les relations entre \mathbf{z}_7 et \mathbf{N} et entre \mathbf{x}_7 et \mathbf{T}'' peuvent alors être définies à l'aide de la matrice de passage pT_7 :

$${}^{R_p}\mathbf{N} = -{}^pT_7 \times {}^{R_7}\mathbf{z}_7 \quad 4-1$$

$${}^{R_p}\mathbf{T}'' = {}^pT_7 \times {}^{R_7}\mathbf{x}_7 \quad 4-2$$

Avec ${}^{R_p}\mathbf{N} = I \cdot \mathbf{x}_p + J \cdot \mathbf{y}_p + K \cdot \mathbf{z}_p$ et ${}^{R_p}\mathbf{T}'' = P \cdot \mathbf{x}_p + Q \cdot \mathbf{y}_p + R \cdot \mathbf{z}_p$. I, J, K, P, Q, R sont évalués vis-à-vis de la trajectoire et de la forme de la pièce.

$$\text{Avec } {}^pT_7 = {}^pT_0 \times {}^0T_1 \times {}^1T_2 \times {}^2T_3 \times {}^3T_4 \times {}^4T_5 \times {}^5T_6 \times {}^6T_7$$

Ainsi, ${}^{R_p}\mathbf{N}$ et ${}^{R_p}\mathbf{T}$ peuvent être exprimés en fonction des paramètres des liaisons motorisées :

$$\begin{aligned} {}^{R_p}\mathbf{N} &= {}^{R_p} \begin{bmatrix} c(B) \times s(CI) \times s(A) - s(B) \times c(A) \\ -c(CI) \times s(A) \\ s(B) \times s(CI) \times s(A) + c(B) \times c(A) \end{bmatrix} = {}^{R_p} \begin{bmatrix} I \\ J \\ K \end{bmatrix} \\ {}^{R_p}\mathbf{T}'' &= {}^{R_p} \begin{bmatrix} (-c(B) \times s(CI) \times c(A) - s(B) \times s(A)) \times c(C2) - c(B) \times c(CI) \times s(C2) \\ c(CI) \times c(A) \times c(C2) - s(CI) \times s(C2) \\ (-s(B) \times s(CI) \times c(A) + c(B) \times s(A)) \times c(C2) - s(B) \times c(CI) \times s(C2) \end{bmatrix} = {}^{R_p} \begin{bmatrix} P \\ Q \\ R \end{bmatrix} \quad 4-3 \\ c(B) &\equiv \cos(B) \text{ et } s(B) \equiv \sin(B) \end{aligned}$$

Toutefois, la résolution de ce système amène à une infinité de solutions du fait de la redondance fonctionnelle. En effet, la machine possède un degré de spatialité égal à 7 et le degré de spatialité de la tâche de dépose est égal à 6. La redondance fonctionnelle est donc égale à 1 [Gogu02]. En effet, on peut remarquer que pour orienter \mathbf{z}_7 suivant $-\mathbf{N}$, deux axes sont suffisants : par exemple A et CI . Or ici, trois axes interviennent : A , CI et B . Une stratégie de gestion de la redondance doit donc être adoptée.

Ainsi, il est possible de résoudre la redondance en ajoutant une contrainte supplémentaire d'orientation de l'outil ce qui revient à ajouter une équation supplémentaire au système 4-3. Différentes stratégies de commande basées sur ce principe sont proposées au paragraphe 3. Il est également envisageable d'optimiser la gestion de la redondance afin d'exploiter au mieux le comportement cinématique machine. Nous proposons donc au paragraphe 6 une méthode globale d'optimisation des consignes articulaires de la machine.

3. Stratégies de commande basées sur l'ajout d'une contrainte supplémentaire d'orientation

Différentes stratégies de commande basées sur l'ajout d'une contrainte supplémentaire d'orientation de l'outil sont envisagées pour piloter la machine 7 axes. Ces stratégies s'appuient sur le calcul préalable de la consigne de l'axe B avant la définition de la consigne des autres axes.

En effet, ces stratégies permettent une résolution linéaire du système 4-3 et ainsi de calculer rapidement les consignes des axes rotatifs. Ces stratégies apportent alors une réponse pragmatique au besoin industriel qui nécessite une stratégie répétable, permettant d'éviter le point de singularité et assurant l'accessibilité nécessaire à la fabrication d'une pièce proche d'une pièce de révolution type nez d'avion. Par la suite nous ferons référence à ces stratégies sous la dénomination "7 axes positionnés".

3.1. Stratégies à B contrôlé

La machine de placement de fibres Atlas produite par Forest-Liné est équipée d'un plateau rotatif permettant d'accéder à toutes les orientations nécessaires à la production de pièces de révolution telles que la pointe avant d'un avion. Pour les pièces de géométrie moins complexe qui ne sont pas de révolution, toute la pièce reste accessible sans rotation du plateau. Dans ce cas, l'axe B n'est donc plus sollicité et reste fixe tout au long du trajet. Cette stratégie de commande est appelée " B fixé".

En fixant la consigne de l'axe B , la trajectoire à suivre risque de passer par le point de singularité correspondant à la consigne $A=0^\circ$. Deux stratégies sont alors envisagées afin d'éviter cette configuration néfaste. Elles consistent à casser le poignet de façon à se placer dans une zone de travail éloignée de ce point de singularité.

La première stratégie à poignet cassé consiste à s'assurer que, en projection dans le plan (X, Z) perpendiculaire à l'axe B , l'axe z_7 fasse un angle différent de zéro (cet angle sera nommé angle de cassure et noté α) avec l'axe Z de la machine (Figure 4-3). Cette stratégie est alors nommée "axe outil constant". Ainsi, en choisissant un angle α suffisamment grand pour s'éloigner de la singularité, la consigne de l'axe B est calculée de la façon suivante :

$$B = \alpha - \omega$$

avec $\omega = \arctan(I/K)$; I et K étant les composantes de N

4-4

Une analyse de la stratégie poignet cassé présentée en ANNEXE 6, permet de démontrer sa capacité à éviter les points de singularité.

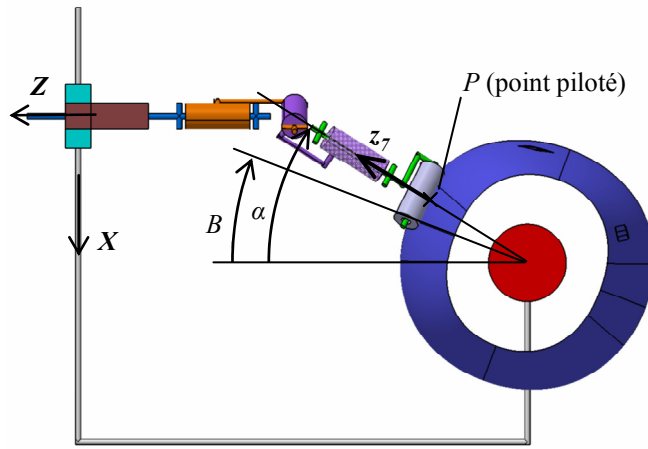


Figure 4-3 : poignet cassé axe outil constant.

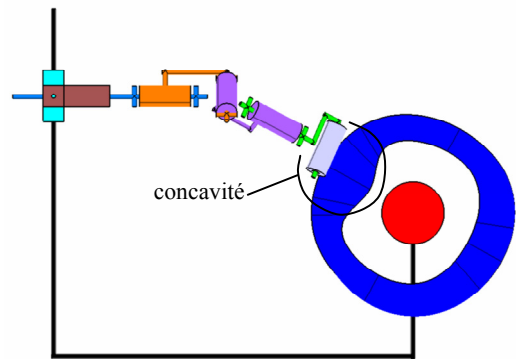


Figure 4-4 : pièce conduisant à un

changement de sens sur B.

Toutefois, cette stratégie peut générer des changements de sens de rotation de l'axe B dans le cas d'une pièce présentant une concavité (Figure 4-4). Dans ce cas, une autre stratégie à poignet cassé nommée "pointe outil fixe" peut-être utilisée. Dans le cas de cette stratégie, la droite passant par le point piloté et par le point d'intersection de l'axe B avec le plan (X, Z), doit faire un angle α avec l'axe Z de la machine (Figure 4-5). Cette configuration va donc induire une consigne sur A éloignée de la singularité suivant la valeur de α . Dans ce cas, pour chaque point du trajet, la consigne de l'axe B est calculée comme suit :

$$B = \alpha - \omega$$

avec $\omega = \arctan(X_p/Z_p)$; où (X_p, Y_p, Z_p) sont les coordonnées du point piloté dans R_p 4-5

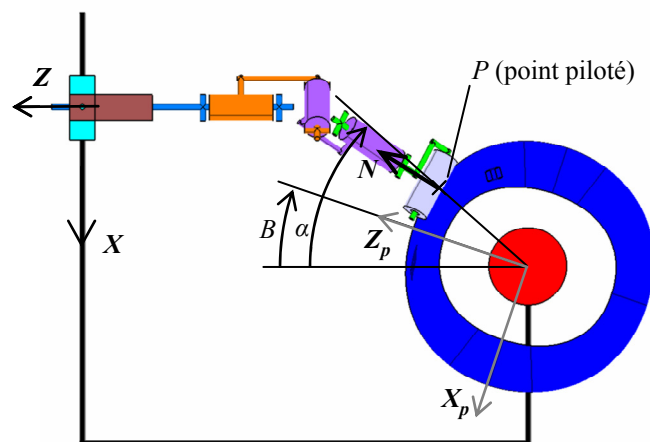


Figure 4-5 : poignet cassé pointe outil fixe.

La stratégie "pointe outil fixe" diffère de la stratégie "axe outil constant" si l'axe z_7 n'intersecte pas l'axe B . Toutefois ces deux stratégies restent assez proches. Néanmoins, ces stratégies sont basées sur un critère géométrique non optimal cinématiquement. Pour accroître la productivité, il est alors pertinent de travailler sur une dernière stratégie permettant d'exploiter l'axe B afin d'accroître l'accessibilité tout en minimisant les variations de vitesse sur B . Cette stratégie est alors appelée " B vitesse homogène".

Ainsi, on considère une trajectoire de longueur L construite de façon discrète avec un pas de discrétisation Δs_i suivant le trajet et contenue dans un secteur angulaire B_{totale} (Figure 4-6). Cette stratégie a pour but de calculer une évolution continue et monotone de la consigne de l'axe B . La consigne B en chaque point est alors calculée de la façon suivante :

$$B(P_i) = B(P_{i-1}) \pm B_{totale} \times \Delta s_i / L \text{ suivant le sens de suivi de la trajectoire} \quad 4-6$$

Avec P_i le point considéré de la trajectoire et P_{i-1} le point précédent.

Cette stratégie nécessite le choix d'une valeur initiale de la consigne de l'axe B . Cette méthode de calcul permet alors de proposer une variation de la consigne de l'axe B proportionnelle au pas Δs_i . Si Δs_i est constant, les variations de vitesse sur B sont réduites.

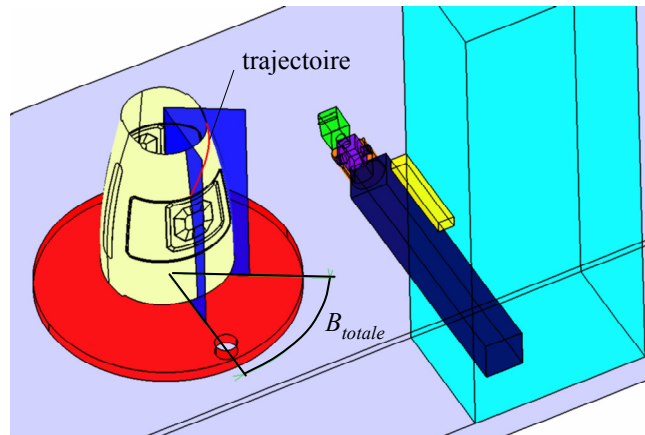


Figure 4-6 : définition du domaine B_{totale} pour la stratégie " B homogène".

Les quatre stratégies précédentes, dites à " B contrôlé", permettent alors de lever la redondance en contraignant la valeur de B . Le MGI est alors utilisé afin de déterminer les consignes à appliquer aux autres liaisons pivots motorisées.

Le Tableau 4-1 présente le MGI de la machine de placement de fibres 7 axes dans le cas où B est connu.

	$(I \times \cos + K \times \sin(B)) > 0$	$(I \times \cos + K \times \sin(B)) = 0$	$(I \times \cos + K \times \sin(B)) < 0$
$J > 0$	$CI = -\text{atan}((I \times \cos(B) + K \times \sin(B))/J) + \pi$	$A=0$ CI est indéfini	$CI = -\text{atan}((I \times \cos(B) + K \times \sin(B))/J) - \pi$
	$A = \text{acos}(\cos(B) \times K - \sin(B) \times I)$		$A = \text{acos}(\cos(B) \times K - \sin(B) \times I)$
$J = 0$	$CI = \pi/2$		$CI = -\pi/2$
	$A = \text{acos}(\cos(B) \times K - \sin(B) \times I)$		$A = \text{acos}(\cos(B) \times K - \sin(B) \times I)$
$J < 0$	$CI = -\text{atan}((I \times \cos(B) + K \times \sin(B))/J)$		$CI = -\text{atan}((I \times \cos(B) + K \times \sin(B))/J)$
	$A = \text{acos}(\cos(B) \times K - \sin(B) \times I)$		$A = \text{acos}(\cos(B) \times K - \sin(B) \times I)$
$\Delta \geq 0$	$C2 = -\text{acos}((\cos(B) \times R - \sin(B) \times P)/\sin(A))$	$C2$ est indéfini	$C2 = -\text{acos}((\cos(B) \times R - \sin(B) \times P)/\sin(A))$
$\Delta < 0$	$C2 = \text{acos}((\cos(B) \times R - \sin(B) \times P)/\sin(A))$		$C2 = \text{acos}((\cos(B) \times R - \sin(B) \times P)/\sin(A))$
$\Delta = \cos(CI) \times (\sin(B) \times R + \cos(B) \times P) + \sin(CI) \times Q$			

Tableau 4-1 : MGI à "B contrôlé".

Il est ensuite possible de calculer les consignes des axes linéaires X , Y et Z à partir de la position du point piloté P (X_p , Y_p et Z_p) et de la valeur de l'angle B . Pour cela le système suivant est écrit à partir de la matrice ${}^P T_7$:

$${}^{R_p} P = \begin{bmatrix} X_p \\ Y_p \\ Z_p \\ 1 \end{bmatrix} = {}^P T_7 \times \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} \quad 4-7$$

D'où :

$$X_p = -(\cos(B) \times \sin(CI) \times \sin(A) - \sin(B) \times \cos(A)) \times r_7 + \cos(B) \times X - \sin(B) \times Z \quad 4-8$$

$$Y_p = \cos(CI) \times \sin(A) \times r_7 + Y \quad 4-9$$

$$Z_p = -(\sin(B) \times \sin(CI) \times \sin(A) + \cos(B) \times \cos(A)) \times r_7 + \cos(B) \times Z + \sin(B) \times X \quad 4-10$$

Or le système (4-3) donne :

$$I \times \cos(B) + K \times \sin(B) = \sin(CI) \times \sin(A) \quad 4-11$$

$$-I \times \sin(B) + K \times \cos(B) = \cos(A) \quad 4-12$$

En remplaçant $\cos(A)$ et $\sin(CI) \times \sin(A)$ par leurs expressions dans (4-8) et (4-10), il vient :

$$\begin{cases} X_p = -I \times r_7 + \cos(B) \times X - \sin(B) \times Z \\ Y_p = \cos(CI) \times \sin(A) \times r_7 + Y \\ Z_p = -K \times r_7 + \sin(B) \times X + \cos(B) \times Z \end{cases} \quad 4-13$$

D'où :

$$\begin{cases} X = (I \times \cos(B) + K \times \sin(B)) \times r_7 + \sin(B) \times Z_p + \cos(B) \times X_p \\ Z = (-I \times \sin(B) + K \times \cos(B)) \times r_7 + \cos(B) \times Z_p - \sin(B) \times X_p \\ Y = Y_p - \cos(CI) \times \sin(A) \times r_7 \end{cases} \quad 4-14$$

Finalement, les stratégies précédentes permettent de calculer les consignes articulaires de rotation et de translation de la machine à partir des poses successives de l'effecteur dans l'Espace Pièce.

3.2. Stratégies A fixé à 90° ou CI fixé à 0°

L'orientation de l'axe outil z_7 nécessite un mécanisme à deux degrés de liberté en rotation. Un des trois axes rotatifs A , CI ou B peut alors être positionné. Cependant si les axes A ou CI sont positionnés à une valeur quelconque, il est impossible de garantir que l'axe z_7 puisse être orienté suivant la direction voulue. Par exemple, si l'axe A est positionné à 20° , alors d'après le système (4-3), une solution existe pour CI si et seulement si :

$$-\sin(A) \leq J \leq \sin(A) \quad \text{avec } \sin(20^\circ) = 0,34 \quad 4-15$$

Si J est à l'extérieur de cet intervalle, alors l'orientation souhaitée de l'outil n'est pas atteignable. Afin d'avoir un intervalle d'orientation atteignable global, les stratégies à A fixé ou CI fixé ne sont donc possibles que si :

$$A = \frac{\pi}{2} + k \times \pi \quad \text{ou} \quad CI = 0 + k \times \pi \quad 4-16$$

Une fois un des deux axes A ou CI positionné, les deux axes de rotation restant permettent d'orienter la tête suivant la normale. La résolution du MGI est donc analogue à celle où B est fixé.

Si CI est fixé à 0° , A et B sont calculés en inversant le système suivant :

$$\begin{bmatrix} I \\ J \\ K \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\sin(B) \times \cos(A) \\ -\sin(A) \\ \cos(B) \times \cos(A) \end{bmatrix} \quad 4-17$$

Si A est fixé à 90° , CI et B sont calculés en inversant le système suivant :

$$\begin{bmatrix} I \\ J \\ K \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos(B) \times \sin(CI) \\ -\cos(CI) \\ \sin(B) \times \sin(CI) \end{bmatrix} \quad 4-18$$

La stratégie A est fixé à 90° peut par exemple être utilisée pour éviter la position singulière. Cependant ces stratégies restent marginales et ne seront utilisées que dans des cas particuliers.

3.3. Stratégies X fixé ou Z fixé

Pour des problèmes d'accessibilité, il peut être intéressant de commander l'axe B en fixant un des axes de translation X ou Z .

Dans le cas où X est positionné, les consignes des axes Z B A CI Y sont calculées à partir des systèmes (4-3) et (4-13). Z et B sont donc déterminés par la résolution du système (4-13). Ce système possède deux solutions, la solution choisie en Z positif (dans l'espace de travail) est la suivante :

$$\begin{cases} Z = \sqrt{X_p^2 + Z_p^2 - X^2 + (I^2 + K^2) \times r_7^2 + 2 \times r_7 \times (X_p \times I + Z_p \times K)} \\ B = \arctan \left(\frac{X \times (Z_p + K \times r_7) - Z \times (X_p + I \times r_7)}{X \times (X_p + I \times r_7) + Z \times (Z_p + K \times r_7)} \right) \end{cases} \quad 4-19$$

Une fois la valeur de B identifiée, CI , A , et $C2$ sont calculés comme pour la stratégie à B fixé. Y est ensuite déduit de l'équation (4-9).

Les calculs sont analogues pour le cas où Z est fixé. Ainsi, X et B sont déterminés en résolvant le système (4-13) :

$$\begin{cases} X = \sqrt{X_p^2 + Z_p^2 - Z^2 + (I^2 + K^2) \times r_7^2 + 2 \times r_7 \times (X_p \times I + Z_p \times K)} \\ B = \arctan \left(\frac{X \times (Z_p + K \times r_7) - Z \times (X_p + I \times r_7)}{X \times (X_p + I \times r_7) + Z \times (Z_p + K \times r_7)} \right) \end{cases} \quad 4-20$$

Comme précédemment, CI , A , et $C2$ sont ensuite calculés comme pour la stratégie à B fixé. Y est enfin déduit de l'équation (4-9).

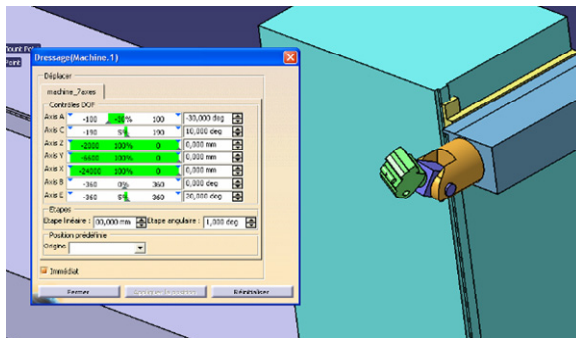
3.4. Stratégies dérivées des stratégies précédentes

Il peut être pénalisant de figer une stratégie sur l'ensemble de la réalisation d'une pièce. En effet, suivant la forme et la dimension de la pièce, il peut être pertinent de changer de stratégie en cours de production. Ainsi, la stratégie "X limité à une plage" consiste à passer de la stratégie "B fixé" à la stratégie "X fixé" lorsque X atteint une limite donnée lors du suivi de la trajectoire.

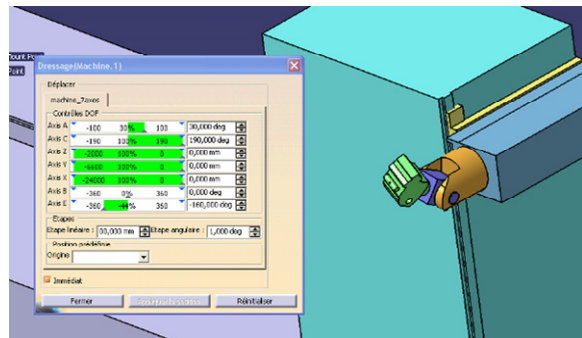
De même la stratégie "Z limité à une plage" consiste à passer de la stratégie "B fixé" à la stratégie "Z fixé" lorsque Z atteint une limite donnée lors du suivi de la trajectoire.

La stratégie "B déclenché si nécessaire" consiste à passer de la stratégie "B fixé" à la stratégie "B vitesse constante" lorsque par exemple les limites articulaires d'un des axes sont atteintes.

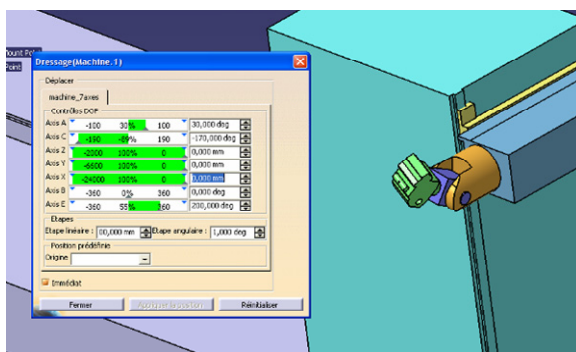
3.5. Choix de l'espace de solution



$A=-30$ $C1=10$ $C2=20$



$A=30$ $C1=190$ $C2=-160$



$A=-30$ $C1=10$ $C2=20$

Solution impossible car
 $(C1+C2) \notin [-200^\circ; 200^\circ]$

$A=30$ $C1=190$ $C2=200$ /
 $A=30$ $C1=-170$ $C2=-160$

Figure 4-7 : 3 solutions possibles.

Nous avons vu que les stratégies précédentes en "7 axes positionnés" permettent, en chaque point de la trajectoire, de calculer la consigne B et ainsi de lever l'indéterminée due à la redondance. Les consignes de A, C1 et C2 peuvent alors être déterminées. Toutefois, il n'y a

pas unicité de la solution car différents espaces de solutions existent (voir exemple Figure 4-7). Ainsi, si CI et $C2$ n'étaient pas limités par les limites articulaires (Tableau 1-2), 11 triplets de solutions sont possibles a priori pour chaque consigne de B (Tableau 4-2). Notons que l'axe externe B n'est pas limité en nombre de tours. La limitation de $CI+C2$ est due au fait que lors de la rotation de CI ou $C2$, les tubes qui permettent d'acheminer les fibres jusqu'au rouleau s'enroulent autour de la tête. La longueur des tubes est donc limitante.

Il convient d'établir un critère de choix entre les différents espaces de solutions possibles. Parmi ces solutions, il existe dans le cas général une ou plusieurs solutions dites admissibles : ce sont les solutions pour lesquelles A , CI , $C2$ et $CI+C2$ sont dans les limites articulaires. La Figure 4-8 page suivante, présente l'algorithme de choix de solution.

Solution 1	$(A, CI, C2)$ (*)
Solution 2	$(A, CI, C2+2\pi)$
Solution 3	$(A, CI, C2-2\pi)$
Solution 4	$(-A, CI+\pi, C2+\pi)$
Solution 5	$(-A, CI+\pi, C2-\pi)$
Solution 6	$(-A, CI-\pi, C2-\pi)$
Solution 7	$(-A, CI-\pi, C2+\pi)$
Solution 8	$(A, CI+2\pi, C2)$
Solution 9	$(A, CI-2\pi, C2)$
Solution 10	$(A, CI+2\pi, C2-2\pi)$
Solution 11	$(A, CI-2\pi, C2+2\pi)$

(*) avec $A \in [0 ; \pi]$, $CI \in [-\pi/2 ; \pi/2]$ ou $[\pi/2 ; 3\pi/2]$, $C2 \in [0 ; \pi]$ ou $[-\pi ; 0]$

Tableau 4-2 : 11 triplets de solutions.

Pour le calcul des consignes des axes, chaque passe est traitée indépendamment des autres. Les 11 triplets de solutions $(A, CI, C2)$ sont calculés pour chaque point de la trajectoire. Dans le cas où un espace de solution unique permet de balayer toute la passe, les solutions appartenant à ce domaine sont admissibles sur toute la passe et sont donc prioritaires. Si plusieurs espaces sont prioritaires sur toute la passe, la solution qui minimise le critère CrI est retenue (équation 4-21). Ce critère permet d'éloigner au mieux les axes CI et $C2$ des limites articulaires pour le premier point de la trajectoire et de se positionner au milieu de l'espace de travail. Ce critère pourrait être modifié en fonction de l'ordre de dépose des bandes ou des nappes : aller-retour ou aller simple. Pour la solution aller-retour il est envisageable de minimiser les variations angulaires par rapport au dernier point du trajet de liaison précédent afin de ne pas perdre du temps à repositionner les axes CI et $C2$.

$$CrI = \text{Max}(|CI|, |C2|) \quad 4-21$$

Si aucune solution n'est admissible sur toute la passe, une solution arbitraire est choisie pour le premier point de la passe. Pour les points suivants, la solution choisie est la solution minimisant le critère $Cr2$ (équation 4-22) qui permet de minimiser les variations angulaires entre deux points successifs. Ceci permet d'éviter les retournements de la tête (passage de CI à $CI+\pi$ par exemple) si une solution du même espace existe. Dans le cas où un changement d'espace de solution est obligatoire, le même critère de minimisation des variations angulaires des axes rotatifs est utilisé.

$$Cr2 = \text{Max}(|A(i) - A(i-1)|, |CI(i) - CI(i-1)|, |C2(i) - C2(i-1)|) \quad 4-22$$

En pratique, les mouvements importants des axes rotatifs lors du passage d'un espace de solutions à l'autre sont interdits au milieu d'une passe car ils mettent en péril l'intégrité de la bande. Cependant, si un même espace de solutions n'existe pas sur l'ensemble des points de la passe (c'est le cas si par exemple une limite articulaire d'un des axes est atteinte), le passage d'un domaine à l'autre est obligatoire. Dans ce cas, il convient d'arrêter le mouvement, couper la bande, dégager la tête suivant la normale à la surface afin de la réorienter, puis remettre le rouleau en contact avec la pièce et enfin repartir.

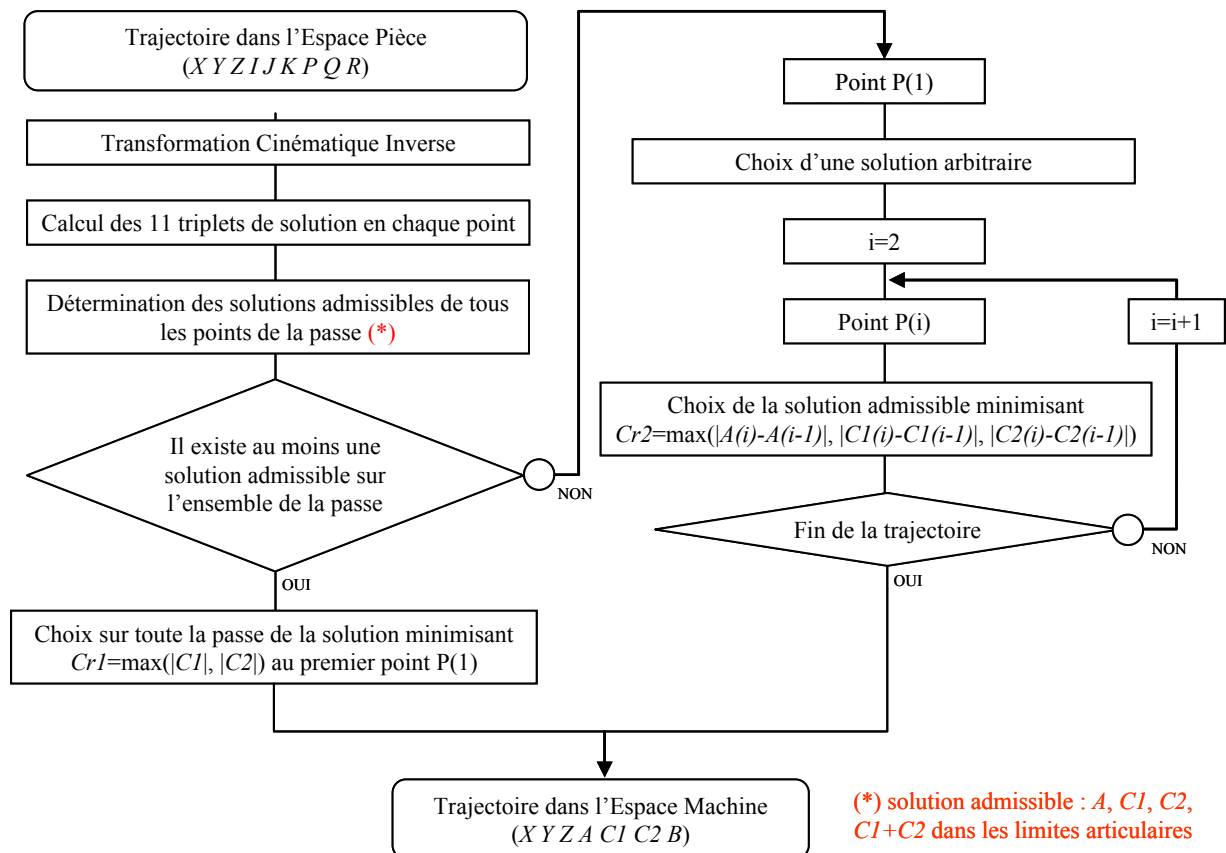


Figure 4-8 : algorithme de choix de solution.

Le MGI et les critères de choix présentés sont utilisés pour calculer les consignes articulaires à commander pour suivre une trajectoire désirée dans l'Espace Pièce. Dans le cas où l'utilisateur souhaite piloter la machine en consignes articulaires, il spécifie alors une ligne de commande de la forme suivante [Siemens07] :

G1 X500 Y1420 Z-1200 C1=15 A=5 C2=10 B=140

Cependant, il est possible de piloter la CN en spécifiant l'orientation de la tête dans l'Espace Pièce plutôt que les consignes machine. Ceci peut être avantageux dans le cas où l'outillage est balancé avant la production de chaque pièce. Dans ce cas, les positions et orientations successives de l'outil dans l'Espace Pièce sont définies à la CN qui se charge de calculer la consigne à appliquer à chaque moteur à l'aide du MGI. Afin de lever l'indéterminée due à la redondance, la consigne de l'axe externe B est également fournie à chaque ligne de commande :

G1 X500 Y1420 Z-1200 A3=0.1 B3=0.6 C3=0.1 AN3=0.1 BN3=0.1 CN3=-0.6 B=80

Avec $(A3, B3, C3)=N$ et $(AN3, BN3, CN3)=T$.

Au cours du projet Fermat, un module de simulation de la machine a été développé dans le logiciel Fermat Prototype. Ce module de simulation est basé sur le MGI et l'algorithme de choix de solution présentés précédemment. Dans le cas où la machine est pilotée en mode *Traori*, le simulateur permet de simuler les mouvements effectués réellement par la machine. Nous avons vérifié l'adéquation entre notre algorithme et la transformation 7 axes de la CN, les résultats sont présentés au paragraphe suivant.

3.6. Validation de la transformation 7 axes

Des essais ont été réalisés chez Forest-Liné à Capdenac le 18 juillet 2008 en collaboration avec Julien Vergnes et Philippe Cuminal sur la CN Siemens Sinumerik 840 D qui équipe la machine Atlas 7 axes. L'un des objectifs de ces essais est d'étudier le comportement de la transformation 7 axes de la CN et de le comparer à celui de notre post-processeur (MGI et algorithme de choix de solution). Plus précisément, il s'agit d'analyser le comportement de la transformation 7 axes Siemens dans des cas particuliers tels que le passage à proximité ou par la singularité géométrique de la machine et le choix de configuration de la tête à partir d'une orientation initiale connue. Cet objectif a été réalisé en relevant la valeur des consignes des axes de rotation de différents programmes de tests unitaires.

14 tests ont été effectués afin de solliciter la CN dans les particuliers cités ci-dessus. Parmi l'ensemble des tests réalisés, nous présentons uniquement ceux pour lesquels les résultats de notre post-processeur et de la transformation 7 axes Siemens diffèrent.

3.6.1. Test 1 : vérification de CrI

Ce test a été réalisé avec plusieurs configurations de départ (solutions appartenant à deux espaces de solution différents) de façon à tester les différentes configurations possibles.

N° point	Résultats attendus				Résultats obtenus			
	CI	A	$C2$	B	CI	A	$C2$	B
	Point approche				Point approche			
1	0	5	0	-115	0	5	0	245 (*)
	Points suivants				Points suivants			
2	161,118	48,359	-207,499	-115	-18,884	-48,359	-27,499	245
3	168,829	61,975	-247,204	-160	-11,171	-61,975	-67,204	200
4	168,829	61,975	-67,204	-160	-11,171	-61,975	112,796	200

(*) la CN affiche la valeur de B à 2π près : 245° affiché correspond donc à -115° réel.

Tableau 4-3 : test 1, configuration de départ 1.

Pour le test 1 (Tableau 4-3), les résultats divergent car la configuration de départ choisie est différente. La CN choisit bien la configuration minimisant les variations angulaires par rapport à l'orientation précédente alors que le post-processeur choisit une autre solution : la logique de l'algorithme doit être modifiée. En effet, la première solution testée est bien identique mais cette solution est écartée car elle conduit à une variation supérieure à 90° sur $C2$ entre les points 3 et 4. L'autre solution est donc retenue (car c'est la dernière testée) alors qu'elle ne minimise pas le critère CrI .

N° point	Résultats attendus				Résultats obtenus			
	CI	A	$C2$	B	CI	A	$C2$	B
	Point approche				Point approche			
1	130	5	-27,499	-115	130	5	-27,499	245
	Points suivants				Points suivants			
2	161,118	48,359	-207,499	-115	Pas de résultat			

Tableau 4-4 : test 1, configuration de départ 2.

Un test identique est alors conduit avec une configuration de départ différente (Tableau 4-4). Dans le cas du test 2, la CN ne donne pas de résultat à la position 2 et se met en défaut car la consigne sur $C2$ à la position 1 est équidistante des deux solutions possibles à la position 2 : -207,499 et 152,501. Ce comportement de la CN n'est pas satisfaisant et ne doit pas être reproduit par le post-processeur.

3.6.2. Test 2 : influence des limites articulaires

Ce test est réalisé avec plusieurs configurations de départ de façon à tester le passage à proximité des limites articulaires de $C1$ ou de $C1+C2$.

N° point	Résultats attendus				Résultats obtenus			
	$C1$	A	$C2$	B	$C1$	A	$C2$	B
	Point approche				Point approche			
1	160	5	0	-115	160	5	0	245
	Points suivants				Points suivants			
2	161,118	48,359	-207,499	-115	161,118	48,359	152,501	245

Tableau 4-5 : test 2, configuration de départ 1.

Pour la configuration de départ 1, la CN choisit au point 2 la solution qui minimise les variations angulaires par rapport à l'orientation de départ. Cette solution est écartée par notre post-processeur car elle conduit à un dépassement sur $C1+C2$.

N° point	Résultats attendus				Résultats obtenus			
	$C1$	A	$C2$	B	$C1$	A	$C2$	B
	Point approche				Point approche			
1	-50	5	-200	-115	-50	5	-200	245
	Points suivants				Points suivants			
2	161,118	48,359	-207,499	-115	Pas de résultat car $C1$ dépasse $C1_{min}$			

Tableau 4-6 : test 2, configuration de départ 2.

Pour la configuration de départ 2, la CN cherche à atteindre au point 3 la solution $C1=-198,882$, $A=48,359$, $C2=-207,499$: cette solution est impossible car elle entraîne un dépassement de limite articulaire sur $C1$. Ce comportement de la CN n'est pas satisfaisant et ne doit pas être reproduit par le post-processeur.

3.6.3. Test 3 : passage par la position singulière

Ce test concerne le passage de la singularité.

N° point	Résultats attendus				Résultats obtenus			
	$C1$	A	$C2$	B	$C1$	A	$C2$	B
	Point approche				Point approche			
1	19	17	20	-10	19	17	20	350
	Points suivants				Points suivants			
2	-61,389	-17,537	199,449	-10	118,611	17,537	19,449	350
3	-29,147	-8,783	171,158	-10	150,853	8,783	171,158	350
4	38,148	-9,062	108,871	-10	Pas de résultat car $C1$ dépasse $C1_{max}$			
5	55,359	-12,097	93,803	-10				

Tableau 4-7 : test 3.

On constate deux différences entre les résultats attendus et obtenus. La première différence vient du choix de la configuration initiale. La transformation Siemens choisit la solution qui minimise les variations sur les axes de rotation. Il semble que le critère utilisé soit le suivant : $Max(|CI(i)-CI(i-1)|, |A(i)-A(i-1)|, |C2(i)-C2(i-1)|)$. Le post-processeur élimine cette solution car elle conduit à un retournement entre les points 3 et 4. La deuxième différence intervient au point 4. La CN ne trouve pas de solution alors que le post-processeur propose la solution $CI=38,148$, $A=-9,062$, $C2=108,871$. La CN ne propose vraisemblablement pas cette solution car celle-ci entraînerait un déplacement supérieur à 90° sur l'axe CI entre 2 positions.

3.6.4. Test 4 : passage par la position singulière

Ce test concerne le également le passage de la singularité.

N° point	Résultats attendus				Résultats obtenus			
	CI	A	$C2$	B	CI	A	$C2$	B
	Point approche				Point approche			
1	0	5	0	0	0	5	0	0
	Points suivants				Points suivants			
2	95,347	28,983	-5,111	0	95,347	28,983	-5,111	0
3	97,543	20,179	-6,989	0	97,543	20,179	-6,989	0
4	104,042	11,743	-13,670	0	104,042	11,743	-13,670	0
5	138,485	3,937	-48,829	0	138,485	3,937	-48,829	0
6	66,140	-6,91	22,619	0	Pas de résultat car CI dépasse CI_{max}			

Tableau 4-8 : test 4.

Les résultats sont identiques sauf pour le point 6. La CN se dirige vers la solution en A positif pour éviter le point de singularité : cette solution est impossible car CI vaut $246,140^\circ$. Il semble que la CN ne retienne pas la solution en A négatif, non pas parce que celle-ci entraîne une variation supérieure à 90° mais parce que cette solution oblige à passer par la singularité.

3.6.5. Conclusion

Le comportement de notre post-processeur est très proche de celui de la CN car il ne diffère que dans des configurations particulières telles que le passage par la singularité que l'on souhaite généralement éviter. Nous avons observé quelques différences qui conduisent aux conclusions suivantes :

La CN choisit toujours la configuration qui minimise les variations angulaires par rapport à l'orientation précédente (critère $Cr2$). Dans le cas particulier où aucune configuration de départ ne permet d'éviter une variation entre deux points successifs supérieure à 90° sur $C1$ ou $C2$, notre algorithme de choix de solution doit être modifié afin de retenir la solution qui minimise le critère $Cr2$.

La CN ne considère pas l'ensemble de la trajectoire afin de choisir une configuration évitant un dépassement des limites articulaires ni un dépassement de la limite sur $C1+C2$ (cette option peut semble-t-il être réglée) contrairement au post-processeur. Cependant la logique du post-processeur doit être conservée car on ne doit pas proposer de solution conduisant à un dépassement de limite articulaire. Il convient simplement de générer des programmes avec un point d'approche programmé en consignes machine qui conduira à la solution prévue par notre post-processeur sans dépassement de butée.

Le passage par la singularité est le point le plus difficile. En effet, le comportement de la CN dépend du réglage des paramètres CN `$MC_TRAFO5_POLE_LIMIT` et `$MC_TRAFO5_NON_POLE_LIMIT` qui permettent de limiter les variations brusques sur les axes $C1$ et $C2$ au passage de la singularité [Siemens02]. Ces paramètres permettent de définir un cône autour de la singularité. Si la trajectoire programmée passe dans ce cône, la trajectoire est modifiée pour passer non plus à proximité de la singularité, mais exactement par la singularité ce qui permet de maintenir $C1$ constant si la solution retenue est celle où A change de signe. Dans le cas où la trajectoire programmée passe exactement par la singularité, il semble que la solution retenue par la CN soit celle où A garde un signe constant même si cette solution conduit à une variation brusque sur les axes $C1$ et $C2$. Cependant, nous conservons la logique du post-processeur afin de proposer des trajectoires plus optimales. De plus, le comportement de la CN au passage de la singularité étant très dépendant des réglages des paramètres CN, il a été décidé de ne pas implémenter ce comportement dans le simulateur de trajectoires. Dans la pratique, les trajectoires passant par le point de singularité sont évitées. Dans le cas général, le simulateur de trajectoires développé reproduit donc fidèlement les mouvements de la machine.

Finalement, nous proposons des stratégies de commande permettant de lever l'indéterminée due à la redondance tout en exploitant l'accessibilité apportée par l'axe externe. Le MGI a été validé par rapport au comportement réel de la CN Siemens lors d'essais et a été implémenté dans un simulateur de trajectoire (voir paragraphe 4.2). Cependant ces stratégies ne sont pas optimales vis-à-vis du comportement cinématique machine. En effet, en exploitant

l'intervalle de tolérance autorisé sur l'orientation de la tête de dépose, il est possible de lisser l'évolution des axes rotatifs pour gagner en productivité. Cette idée a conduit au développement d'une stratégie de commande dite en "7 axes continus" présentée au paragraphe 6. Cette stratégie s'appuie sur le concept du DOA présenté au paragraphe 5, qui permet de contrôler l'erreur due au lissage afin d'assurer la qualité de la pièce finie.

4. Implémentation dans Fermat Prototype

Les stratégies de commande en "7 axes positionnés" ont été implémentées dans Fermat Prototype. Elles permettent donc de réaliser l'étape de post-processing consistant à calculer les consignes articulaires de la machine à partir de la trajectoire définie dans l'Espace Pièce. Notons que la génération de trajectoire en format Aptsources (formalisme utilisé dans Catia et TapeLay) est également possible dans Fermat Prototype. Suite à l'étape de post-processing, la simulation machine permet de visualiser les mouvements de la machine lors du suivi de trajectoire.

4.1. Post-processing

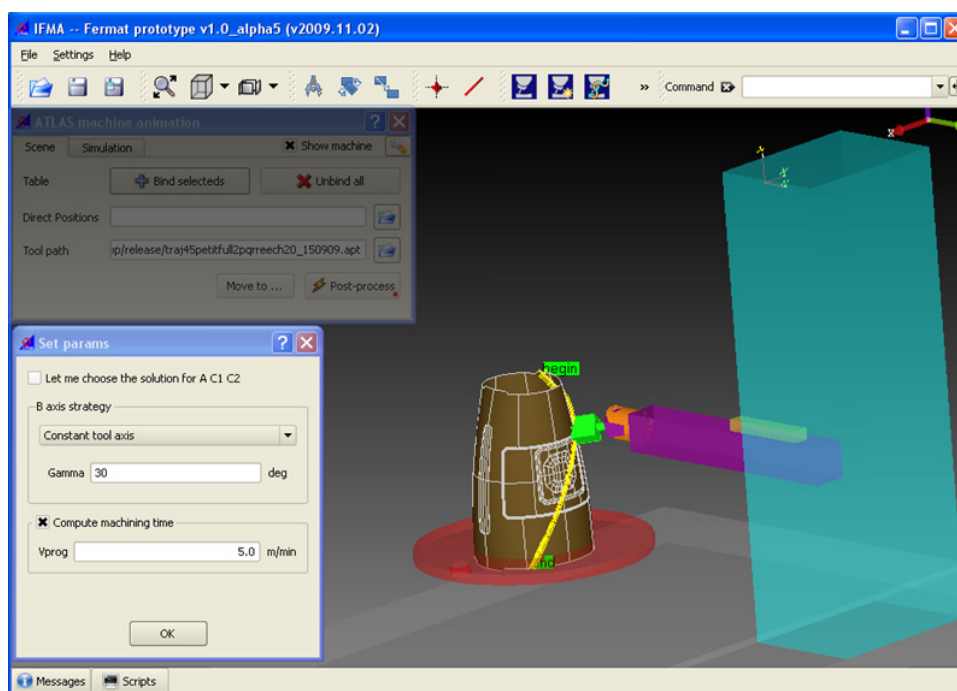


Figure 4-9 : post-processing avec Fermat Prototype.

L'étape de post-processing permet de calculer les consignes articulaires de la machine correspondant à un programme donné pour les différentes stratégies de commande basées sur l'ajout d'une contrainte supplémentaire présentées au paragraphe 3 : "*B* constant", "poignet cassé / axe outil constant", "poignet cassé / pointe outil fixe", "*B* homogène". L'utilisateur choisit la stratégie et les paramètres associés comme l'angle de cassure du poignet dans le cas d'une stratégie à poignet cassé (Figure 4-9).

Le choix de l'espace de solution initial peut être fait par l'utilisateur dans le cas où plusieurs solutions sont possibles. Le résultat du post-processing peut ensuite être enregistré sous la forme d'un programme en langage ISO compréhensible par la machine.

4.2. Simulation

La fonction de simulation permet de prévoir les mouvements réels de la machine en production (Figure 4-12). La trajectoire peut-être simulée directement après la phase de post-processing ou à partir d'un programme ISO contenant les consignes machines provenant d'une autre source.

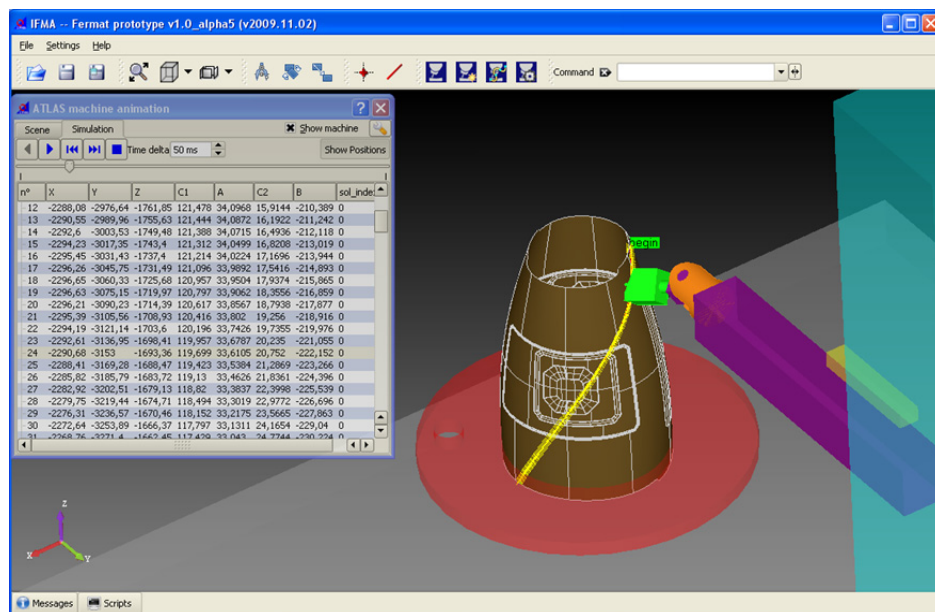


Figure 4-10 : simulation avec Fermat Prototype.

La simulation machine permet à l'utilisateur de tester les différentes stratégies de commande afin de vérifier que la trajectoire est accessible par la machine sans dépasser les courses des axes grâce à une détection automatique des fin de course. Elle permet également de régler au mieux la position du plateau dans la machine pour gérer les problèmes d'accessibilité.

5. Contrôle de l'erreur avec le DOA

Dans le contexte de la dépose de composite, une modification de l'orientation de l'outil ne génère pas automatiquement un défaut sur la pièce en raison de la déformabilité du rouleau de dépose. Il est donc possible de modifier l'orientation de l'outil afin d'améliorer le suivi de trajectoire. Néanmoins, l'erreur d'orientation de la tête de dépose doit être contrôlée pour rester dans les limites définies par les caractéristiques du rouleau et du matériau composite. Afin de contrôler l'orientation de la tête de dépose, nous adaptons le concept du DOA défini en drapage 5 axes au placement de fibres 7 axes (voir 0 paragraphe 5.2).

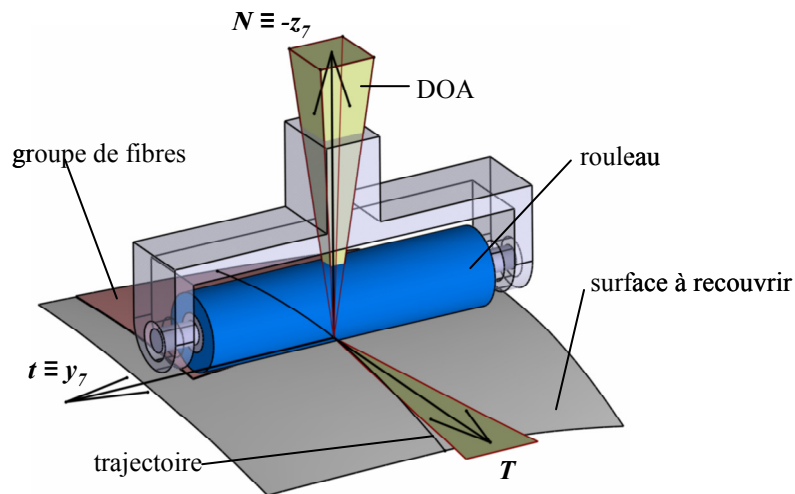


Figure 4-11 : définition du DOA en placement de fibres 7 axes.

Contrairement au drapage 5 axes, l'orientation de la tête de dépose n'est pas définie par l'orientation de l'unique vecteur x_5 (colinéaire au vecteur t dans le cas idéal) mais par l'orientation des vecteurs z_7 (colinéaire au vecteur $-N$ dans le cas idéal) et x_7 (colinéaire au vecteur T dans le cas idéal) (Figure 4-11). Ainsi, le DOA est défini non plus par une pyramide autour de t mais par une pyramide autour de N et par une zone triangulaire définie autour de T . En effet, comme dans le cas du drapage, une petite rotation de la tête de dépose est autorisée autour de N . La tolérance est fixée à $\pm 1^\circ$. Cette rotation se traduit par une zone d'orientation admissible plane contraignant l'axe x_7 . Les deux autres rotations conduisent à la construction d'une pyramide autour de l'axe N . Comme dans le cas du drapage une petite rotation autour de T est possible. La tolérance est fixée à $\pm 0,5^\circ$. Dans le cas du placement de fibres, l'orientation de la tête autour de t est également contrôlée. Ainsi une rotation admissible autour de t est introduite. Cette rotation influe principalement sur la direction de l'effort de compactage. Ainsi des essais de dépose ont montré qu'une tolérance de $\pm 1^\circ$ permet

d'assurer un compactage suffisant si l'effort est adapté au type de rouleau. Par exemple un effort de compactage de 600 N est utilisé pour les rouleaux de dureté 55 shores.

Après la construction du DOA dans l'Espace Pièce, celui-ci est transformé dans l'Espace Machine à l'aide du MGI. Ainsi la pyramide construite autour de N est transformée en un quadrilatère dans l'espace (A, CI) et la rotation admissible autour de N est directement égale à l'erreur admissible sur $C2$ car $C2$ est défini comme la rotation autour de z_7 .

Le DOA est utilisé dans la méthode d'optimisation des consignes articulaires présentée au paragraphe suivant afin de contrôler l'erreur d'orientation engendrée par le lissage des axes rotatifs.

6. Méthode globale d'optimisation

Les équations du MGI (Tableau 4-1) montrent que calculer B en chaque point de la trajectoire permet de lever l'indéterminée due à la redondance. Au paragraphe 3, nous avons donc proposé des méthodes basées sur l'ajout d'une contrainte supplémentaire qui permet de calculer B . Cependant l'ajout de cette contrainte limite le champ des solutions possibles et la solution proposée n'est donc a priori pas optimale vis-à-vis du comportement cinématique machine et donc du temps de parcours. Ainsi dans cette partie, nous proposons de libérer cette contrainte et d'utiliser un algorithme d'optimisation permettant de trouver les valeurs optimales de B sur l'ensemble de la trajectoire afin de minimiser le temps de parcours.

6.1. Description de l'algorithme d'optimisation

La méthode d'optimisation est composée de trois étapes principales : la génération de la consigne initiale sur B ; le calcul des consignes des autres axes rotatifs à l'aide du MGI puis un lissage de ces consignes ; l'optimisation de la consigne de l'axe B consistant à minimiser une fonction objectif afin de réduire le temps de dépose.

Les données d'entrée de l'algorithme sont l'orientation de la tête de dépose en chaque point de la trajectoire définie par les vecteurs T et N . La solution initiale des consignes de B est calculée à l'aide du MGI en spécifiant une contrainte sur l'orientation de la tête de dépose. C'est par exemple la stratégie à "poignet cassé / axe outil constant" présentée au paragraphe 3.1. Cette première étape permet de proposer une solution évitant la singularité tout en

utilisant l'axe B pour couvrir l'ensemble de la pièce. La boucle d'optimisation débute alors. A chaque itération les valeurs des consignes des axes A , $C1$ et $C2$ sont calculées à l'aide du MGI et lissées par la méthode de filtrage par morceaux. Ainsi la fonction objectif peut être évaluée. La solution du problème d'optimisation est obtenue à l'aide de la méthode de Levenberg-Marquardt (par exemple, la fonction de *Lsqnonlin* de MatLab) [Moré77]. Comme pour tous les algorithmes itératifs, le choix d'une solution initiale appropriée est un point crucial, car un mauvais choix affecterait le temps de calcul et même le résultat final de l'algorithme.

6.2. Fonction objectif

Cette partie est dédiée au choix d'une fonction objectif à minimiser afin de déterminer les valeurs optimales de consignes de l'axe B sur l'ensemble du trajet. Rappelons que les autres axes rotatifs sont lissés afin de réduire le temps de dépose tout en assurant la qualité.

6.2.1. Etude bibliographique

Dans les applications de robotique, la fonction objectif à minimiser dépend de l'objectif à atteindre comme l'évitement des collisions, l'éloignement des singularités, l'amélioration de la manipulabilité ou la réduction du temps de parcours. Cette fonction peut être composée de plusieurs critères à optimiser. Ainsi, cinq critères sont sélectionnés par Garça Marcos : la plus grande variation de position parmi les axes de déplacement entre deux configurations successives du robot, la somme des vitesses des axes au carré, la somme des accélérations des axes au carré, la somme des couples générés sur chaque axe et la somme de la puissance consommée par chaque axe au carré [Garça Marcos09]. Gasparetto propose une fonction objectif composée de deux termes : le premier est proportionnel au temps d'exécution de la tâche et le deuxième est proportionnel à l'intégrale du jerk au carré. Le temps de parcours de chaque segment de la trajectoire est calculé comme étant le plus grand temps d'exécution nécessaire à chaque axe pour couvrir la longueur du segment sans dépasser la vitesse autorisée [Gasparetto07]. Les applications de robotique visent en général une précision moins importante que celle requise dans notre application, c'est pourquoi nous nous orientons vers une fonction objectif plus proche de celles proposées en usinage.

En usinage grande vitesse, Pateloup et Lavernhe proposent des modèles cinématiques du comportement du couple machine-outil / Commande Numérique afin d'évaluer le temps de parcours [Pateloup04] [Lavernhe08]. Ces modèles sont basés sur les caractéristiques cinématiques des machines telles que la vitesse maximale, l'accélération et le jerk de chaque

axe. Le temps de cycle de la CN et la limitation de la vitesse de franchissement de bloc peuvent aussi être pris en compte. Par conséquent, ces modèles permettent d'estimer le temps d'exécution théorique de la trajectoire. Toutefois, ce type de modèle est très dépendant des caractéristiques de la machine-outil et de la CN et nécessite donc une connaissance précise de ses caractéristiques pour être fiable.

Pechard propose de minimiser l'énergie de déformation de la surface d'usinage dans le cas du fraisage en flanc [Wang97] [Pechard09]. La surface d'usinage est la surface réglée qui contient à chaque instant l'extrémité et l'axe de l'outil [Duc98]. Cette méthode conduit à de bons résultats en termes de réduction du temps d'usinage, mais comme le lissage est effectué dans l'Espace Pièce, elle peut entraîner des changements d'espace de solution. Ces changements peuvent générer des mouvements indésirables d'un des axes rotatifs ce qui peut compromettre l'efficacité du suivi de trajectoire.

Des études expérimentales montrent que les sollicitations de la machine-outil sont diminuées si la trajectoire de l'outil est au moins continue en courbure [Dugas02]. Ainsi, Castagnetti choisit une fonction objectif qui minimise globalement la variation de courbure des consignes des axes de rotatifs et la longueur de la trajectoire dans l'Espace Machine [Castagnetti08b] :

$$\sum_i \left(\frac{\left(\frac{\partial^2 A_i}{\partial S_i^2} \right)^2 + \left(\frac{\partial^2 C_i}{\partial S_i^2} \right)^2}{\left(\frac{\partial^2 A_i^0}{\partial S_i^2} \right)^2 + \left(\frac{\partial^2 C_i^0}{\partial S_i^2} \right)^2} + \frac{(A_{i+1} - A_i)^2 + (C_{i+1} - C_i)^2}{(A_{i+1}^0 - A_i^0)^2 + (C_{i+1}^0 - C_i^0)^2} \right) \quad 4-23$$

De précédents travaux ont montré qu'une fonction similaire peut être employée dans le contexte de la dépose de composite, car le comportement cinématique des machines de drapage et de placement de fibres est similaire à celui d'une machine outil d'usinage [Debout09]. Ainsi la fonction retenue est présentée au paragraphe suivant.

6.2.2. Choix de la fonction

La fonction objectif choisie est définie par l'équation suivante :

$$Cr = \sum_{q=A,C1,C2,B} \alpha_q \times \left(\frac{\sum_i \left(\frac{\partial^2 q_i}{\partial S_i^2} \right)^2}{\sum_i \left(\frac{\partial^2 q_i^0}{\partial S_i^2} \right)^2} + \frac{\sum_i (q_{i+1} - q_i)^2}{\sum_i (q_{i+1}^0 - q_i^0)^2} \right) \quad 4-24$$

Avec :

- q_i : consigne articulaire de l'axe q au point i de la trajectoire optimisée.
- q_i^0 : consigne articulaire de l'axe q au point i de la trajectoire initiale.

Cr est la somme des deux contributions de chaque axe de rotation pondérés par les coefficients α_q . Le premier terme conduit à générer une courbe deux fois dérivable qui minimise globalement la variation de la courbure. Ainsi, le comportement cinématique de la machine est pris en compte pour améliorer le suivi de la trajectoire. Le second terme conduit à réduire la longueur de la courbe afin de réduire l'amplitude des mouvements des axes de rotation ce qui permet d'augmenter la vitesse d'avance. La normalisation des deux termes conduit à équilibrer leur influence. Les coefficients α_q sont réglés expérimentalement grâce aux essais décrits au paragraphe suivant.

6.2.3. Passage de discontinuités élémentaires

Les coefficients α_q sont réglés selon les performances cinématiques de chaque axe. Pour cela, chaque axe est testé sur des trajectoires élémentaires perturbées par des discontinuités en tangence variant de 5×10^{-3} à $1,2 \text{ }^\circ/\text{mm}$ entre les deux tangentes au point de discontinuité ou en courbure variant de 5×10^{-6} à $1,2 \times 10^{-3} \text{ }^\circ/\text{mm}^2$ (Figure 4-12). Les temps de passage de ces discontinuités ont été mesurés sur CN (Figure 4-13).

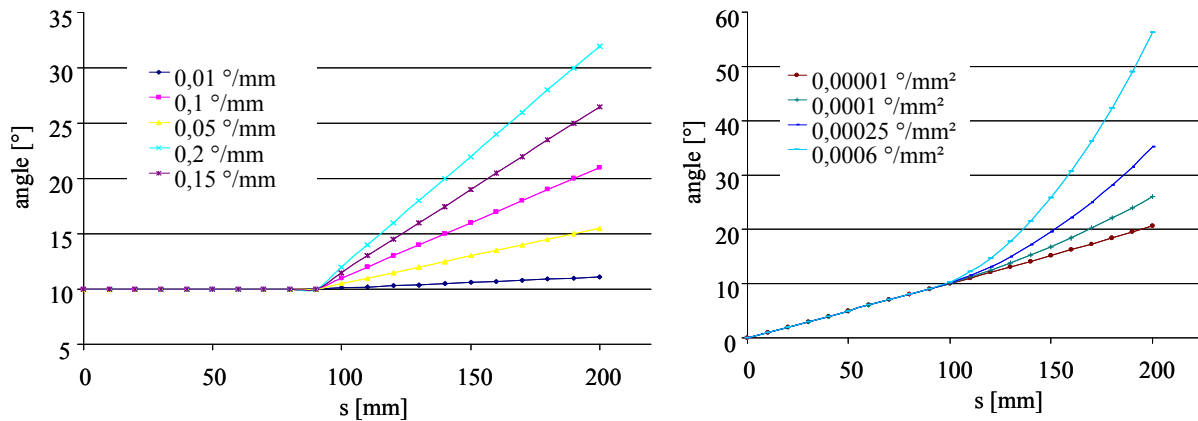


Figure 4-12 : passage de discontinuités en tangence et en courbure.

Ces tests révèlent que l'axe $C2$ est l'axe le plus dynamique. Ainsi α_{C2} est fixé à 0,5 : cette valeur plus faible amène à moins lisser l'évolution des consignes de $C2$. Les axes A et $C1$ ont des caractéristiques cinématiques proches c'est pourquoi α_A et α_{C1} sont fixés à 1. L'axe B est l'axe le moins dynamique. Ceci est en accord avec les valeurs d'accélération et jerk

maximales réglées sur la CN (Tableau 1-2). Ainsi α_B est réglé à 6 ce qui génère une commande de l'axe B plus lisse que celle des autres axes.

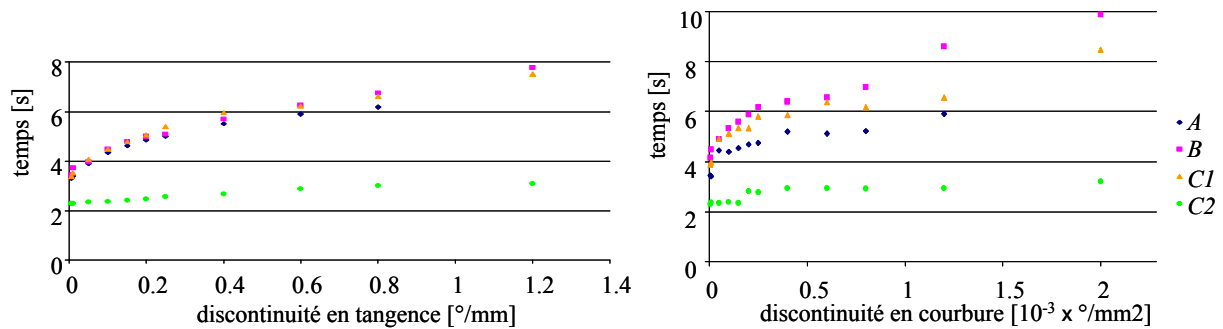


Figure 4-13 : temps de passage des discontinuités.

6.2.4. Conclusion

La fonction objectif retenue est adaptée au comportement cinématique de notre machine puisqu'elle prend en compte les caractéristiques de chaque axe grâce au réglage des coefficients de pondération. Ce réglage, qui nécessite l'étude du comportement des axes au passage de discontinuité élémentaires, est ici déterminant. L'avantage de cette fonction est que son expression est simple ce qui permet une évaluation rapide indispensable pour minimiser le temps de calcul de l'optimisation. Ainsi, la minimisation de cette fonction doit conduire à une minimisation du temps de parcours.

7. Application

Dans ce paragraphe, des essais de validation (réalisés à Capdenac le 15 juillet puis le 18 septembre 2009) des différentes stratégies de commandes proposées sont présentées. La première application est menée sur une pièce test qui est une pointe avant simplifiée (Figure 4-14). La pièce fait 2800 mm de haut pour un diamètre variant de 610 mm à 990 mm.

Pour cet exemple, deux stratégies sont comparées. La stratégie dite initiale est la stratégie "poignet cassé / axe outil constant" avec $\alpha=30^\circ$ qui permet éviter la singularité géométrique (voir paragraphe 3.1). Cependant, cette stratégie n'est pas optimale vis-à-vis du comportement cinématique machine car le suivi de trajectoire est perturbé par le passage des pyramides. Ainsi, la deuxième stratégie testée correspond à la méthode d'optimisation proposée qui permet de lisser les consignes des axes rotatifs tout en respectant les contraintes de la fabrication.

La trajectoire testée est une courbe géodésique franchissant deux pyramides sur la pièce test présentée Figure 4-14. Les vecteurs d'orientation de la tête $-z_7$ et x_7 sont choisis respectivement colinéaires à la normale à la surface N et la tangente à la trajectoire projetée sur le plan de tangent à la surface T'' . La trajectoire est échantillonnée avec un pas constant de 20 mm entre les points de passage ce qui conduit à une trajectoire composée de 189 points et donc autant de variables d'optimisation.

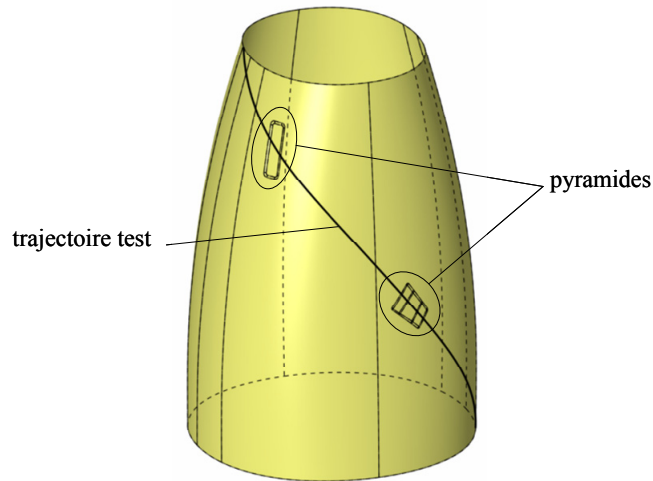


Figure 4-14 : pièce test (pointe avant simplifiée).

Les rotations admissibles autour de T , N et t sont respectivement fixées à $\pm 0,5^\circ$, $\pm 1^\circ$ et $\pm 1^\circ$. Le DOA, calculé avec ces limites admissibles, est représenté Figure 4-15 dans le système de coordonnées $(A, C1, S)$ dans une des zones de pyramide (avec S l'abscisse curviligne).

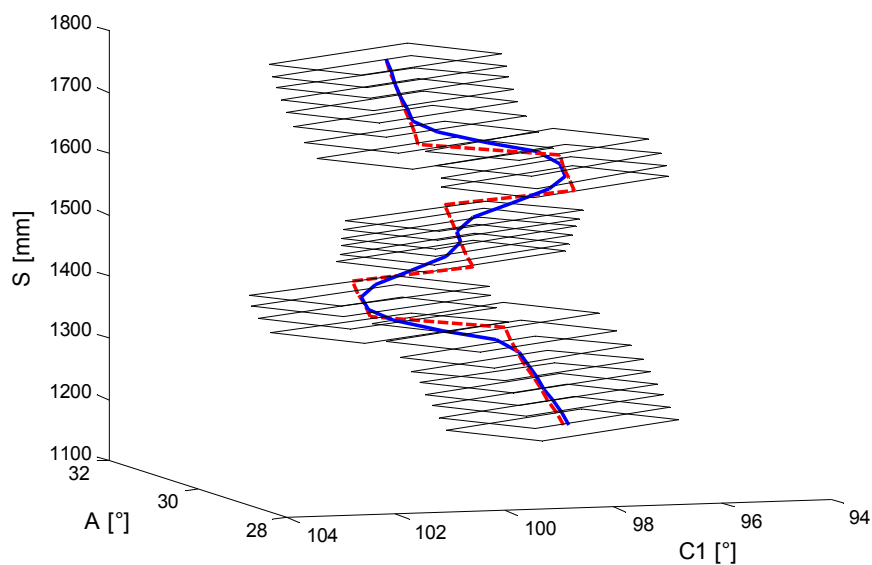


Figure 4-15 : trajectoire initiale (en rouge), trajectoire optimisée (en bleu) et DOA (en noir) dans une zone de pyramide

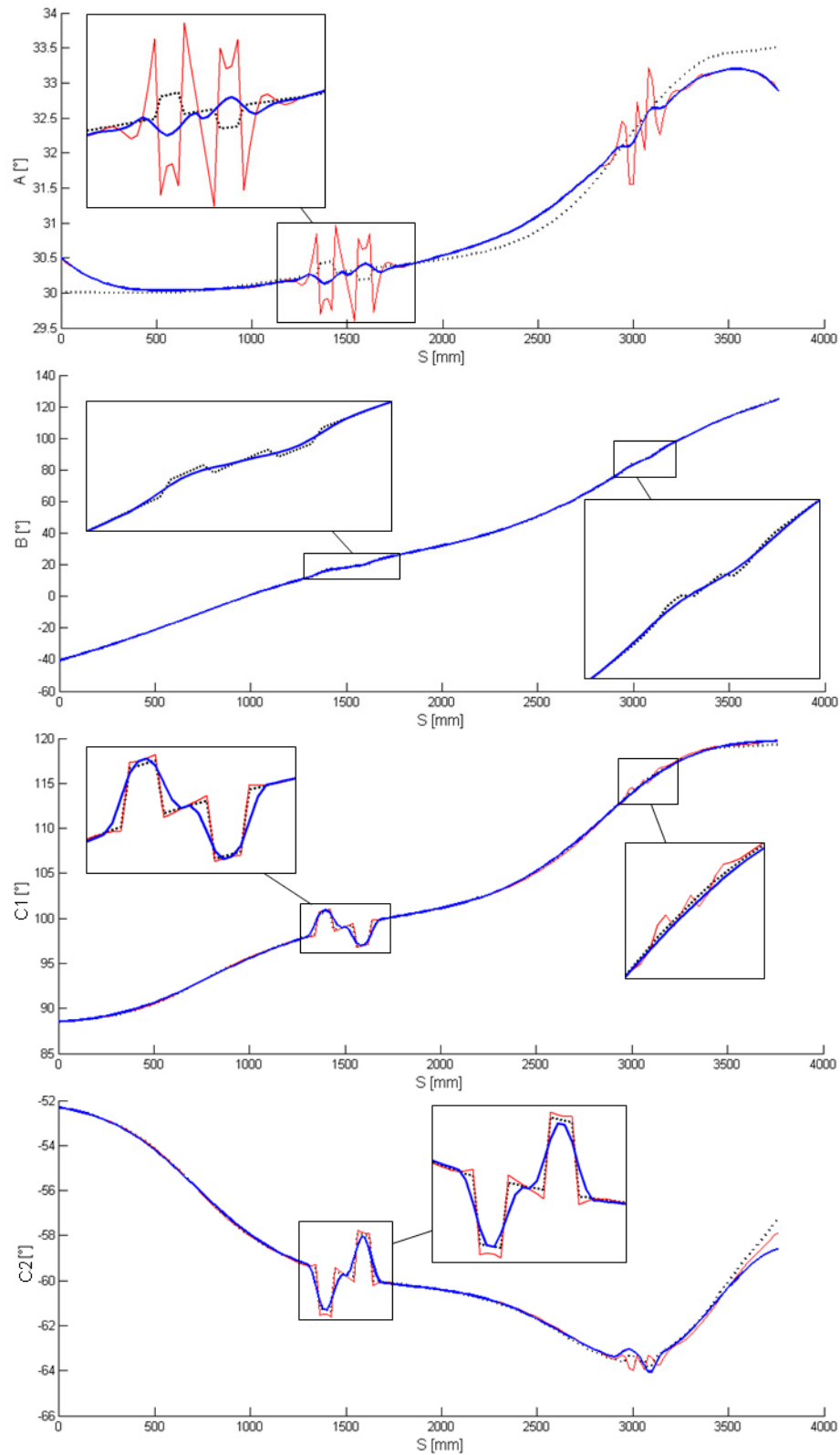


Figure 4-16 : consignes des axes A, B, C1, C2 pour la trajectoire initiale (pointillés), la trajectoire optimisée (trait bleu gras) et la trajectoire avec les valeurs de B optimisées mais sans lissage sur A, C1, C2 (trait fin rouge)

L'optimisation conduit aux résultats présentés Figure 4-16 qui représente les consignes des axes rotatifs pour la trajectoire initiale (en pointillés), la trajectoire optimisée (trait gras) et la trajectoire générée avec les valeurs optimisées de B mais sans filtrage sur A , $C1$, $C2$ (trait fin). Cette dernière courbe souligne le fait que le lissage de l'axe B transfère les perturbations de la trajectoire de l'axe B vers les autres axes de rotation. Ceci est clairement visible sur l'évolution de la consigne de A à proximité des pyramides où la consigne de B est soumise à la plus grande variation. Cependant, même si l'axe B est le moins dynamique, les consignes de tous les autres axes rotatifs doivent être lissées. Dans le cas contraire, un des autres axes pourrait devenir limitant si sa consigne se trouve plus perturbée que celle des autres axes. Ainsi l'optimisation mène à un compromis entre le lissage de tous les axes rotatifs.

Afin d'évaluer l'efficacité de la méthode de lissage en termes de diminution du temps de production, des mesures de temps de parcours à vide ont été effectuées sur CN Siemens 840 D. Les temps de parcours sont présentés Tableau 4-9 et montrent une augmentation importante de la productivité entre la trajectoire initiale respectant l'orientation théorique de l'outil et la trajectoire optimisée. En effet le gain de temps varie de 12,4 % sans l'utilisation du compresseur (*Compof*) à 32,9 % si la fonction *Compcurv* est utilisée.

	<i>Compof</i>	<i>Compcurv</i>
Trajectoire initiale	26,66 s	18,79 s
Trajectoire optimisée	23,35 s	12,60 s

Tableau 4-9 : temps de parcours à vide.

La Figure 4-17 montre que la réduction du temps est largement due au meilleur comportement de la machine dans les zones de pyramide : environ 2,35 s sont gagnées dans la première zone de pyramides et 3,6 s dans la seconde. En outre, le profil de vitesse de la trajectoire optimisée est plus lisse que le profil de celui de la trajectoire initiale avec une réduction des oscillations ce qui démontre une meilleure efficacité du suivi de trajectoire.

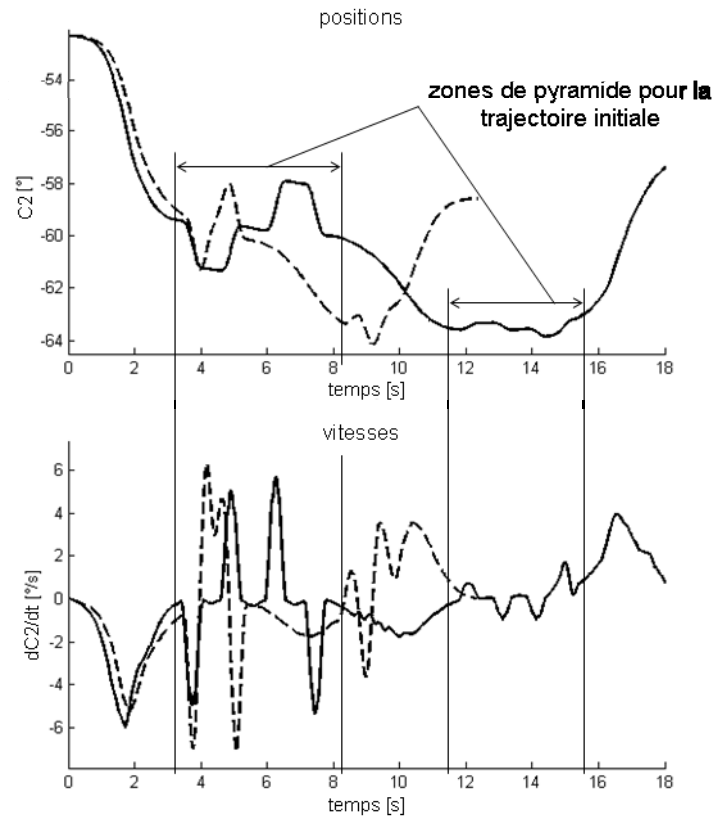


Figure 4-17 : relevés de position et vitesse de l'axe C2 pour la trajectoire initiale (trait continu) et la trajectoire optimisée (trait pointillé).

Afin de valider le choix des coefficients α_q qui équilibrent l'intensité du lissage de chaque axe, la trajectoire est testée plusieurs fois avec tous les axes rotatifs bloqués sauf un. Ceci revient à solliciter la machine uniquement sur ses axes de translation et sur un seul axe de rotation afin d'estimer l'influence de cet axe sur le temps de parcours. Ainsi, l'axe B est identifié comme l'axe limitant car le temps de parcours de la trajectoire avec B commandé reste supérieur aux autres temps de parcours de près de 42 % (voir les mesures de temps Tableau 4-10). Ceci montre la difficulté d'ajustement des coefficients α_q . En effet, pour cette trajectoire particulière, un meilleur compromis entre le lissage B et le lissage des autres axes pourrait sans doute être atteint en augmentant la valeur de α_B .

		$CI, C2, B$ fixés	$A, CI, C2$ fixés	$A, C2, B$ fixés	A, CI, B fixés
<i>Compof</i>	Trajectoire initiale	20,33	26,74	20,37	19,79
	Trajectoire optimisée	19,75	22,57	19,11	18,79
<i>Compcurv</i>	Trajectoire initiale	7,13	19,52	7,73	6,96
	Trajectoire optimisée	7,34	12,59	7,15	6,56

Tableau 4-10 : temps de parcours de la trajectoire test avec 1 seul axe rotatif commandé.

Suite à la présentation de cette pièce simplifiée, deux pointes avant réelles nommées "Surface A" et "Surface B" sont testées avec l'ensemble des stratégies proposées en "7 axes positionnés" et "7 axes continus" avec différentes valeurs de α_B . Des mesures de temps de parcours à vide sur CN ont été réalisées chez Forest-Liné à Capdenac le 18 juillet 2008 puis fin mars 2010. Les fonctions *G642* et *Compcurv* sont utilisées.

Les trajectoires de la Surface A sont notées "trajectoire 1-A" et "trajectoire 2-A". Les trajectoires de la Surface B sont notées "trajectoire 1-B", "trajectoire 2-B" et "trajectoire 3-B"(Figure 4-18).

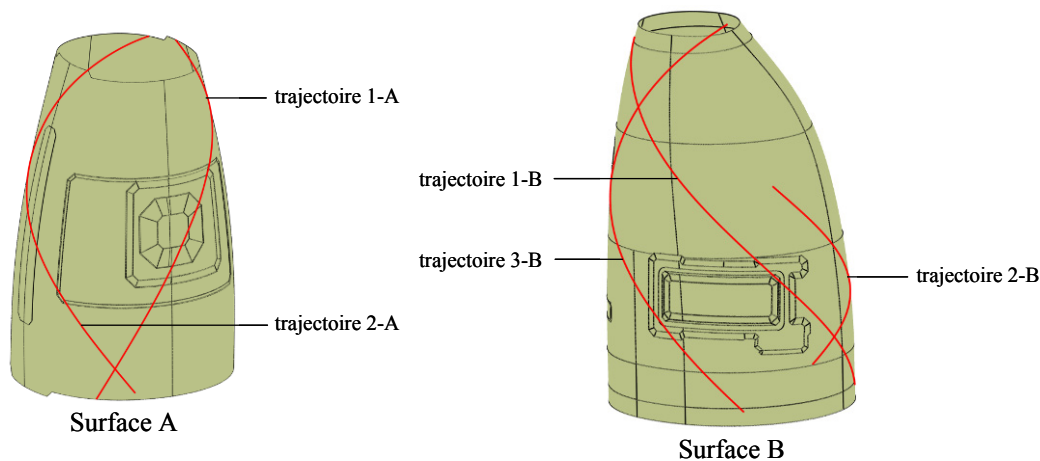


Figure 4-18 : trajectoires sur la "surface A" et la "surface B".

Stratégie \ trajectoire	surface A		surface B		
	Traj 1-A	Traj 2-A	Traj 1-B	Traj 2-B	Traj 3-B
Axe outil constant $\alpha=30^\circ$	18,86	15,34	21,39	10,12	31,47
Axe outil constant $\alpha=-30^\circ$	19,51	15,12	21,14	11,02	32,87
Pointe outil fixe $\alpha=30^\circ$	15,82	10,02	17,01	10,03	18,46
Pointe outil fixe $\alpha=-30^\circ$	16,71	9,38	16,87	11,20	17,54
B homogène $B_{initial}=141^\circ$	13,92	-	-	-	-
B homogène $B_{initial}=71^\circ$	-	9,74	-	-	-
B homogène $B_{initial}=-7^\circ$	-	-	16,88	-	-
B homogène $B_{initial}=44^\circ$	-	-	-	10,09	-
B homogène $B_{initial}=-92^\circ$	-	-	-	-	18,49
7 axes continus $\alpha_B=4$	14,87	12,28	-	-	-
7 axes continus $\alpha_B=6$	14,01	10,03	16,01	10,02	17,03
7 axes continus $\alpha_B=8$	14,74	9,33	-	-	17,00
7 axes continus $\alpha_B=20$	13,23	9,63	-	-	-
7 axes continus $\alpha_B=100$	12,53	9,05	-	-	-

Tableau 4-11 : temps de parcours à vide en secondes.

La "trajectoire 1-A" traverse deux zones de pyramide sur la pièce. Sur cette pièce, les trajectoires les plus rapides présentent les consignes les plus lisses sur l'axe B : dans ce cas la

stratégie "*B* homogène" est donc logiquement la plus rapide parmi les stratégies en "7 axes positionnés". Ceci montre que pour cette trajectoire, l'axe *B* est limitant. Cependant, la stratégie 7 axes continus avec un coefficient α_B important (20 ou 100) permet encore de réduire le temps de dépose (gain de 10 % par rapport à la stratégie "*B* homogène"). En effet, dans le cas de la stratégie "*B* homogène", le fait de lisser trop l'axe *B* peut rendre les autres axes rotatifs limitant notamment dans les zones de pyramides.

On retrouve des résultats similaires pour les autres trajectoires. Toutefois, la stratégie "*B* homogène" n'est pas toujours la plus rapide des stratégies en "7 axes positionnés". Même si l'axe *B* est l'axe le moins dynamique, il ne suffit pas de lisser uniquement la consigne de cet axe. Ainsi, la stratégie en "7 axes continus" permet, pour l'ensemble de trajectoires testées, d'améliorer le suivi de trajectoire et de réduire le temps de dépose. Notons que pour la "trajectoire 2-B" le gain apporté par la méthode en "7 axes continus" est faible car la trajectoire initiale est déjà lisse et ne traverse pas de zone de pyramide.

Le MGI de la machine Atlas 7 axes, les stratégies de commande et le module de simulation machine du logiciel de Fermat Prototype ont été validés grâce à ces essais. D'autre part ces essais montrent qu'aucune des stratégies de commande basée sur l'ajout d'une contrainte supplémentaire n'est pas la plus rapide pour l'ensemble des trajectoires possibles puisque selon les cas l'axe *B* n'est pas toujours l'axe limitant. Ceci justifie donc l'utilisation de la stratégie de commande en "7 axes continus" qui prend en compte les caractéristiques dynamiques propres de chaque axe en y associant un lissage des axes rotatifs afin d'aboutir à un compromis entre le lissage des différents axes rotatifs.

8. Conclusion

Nous nous sommes intéressés dans ce chapitre au calcul des consignes articulaires à partir de la trajectoire définie dans l'Espace Pièce d'une machine de placement de fibres à architecture redondante. Dans un premier temps, des stratégies de commandes simples répondant au besoin industriel sont proposées.

Cependant, ces stratégies basées sur l'ajout d'une contrainte supplémentaire d'orientation de l'outil lors de la dépose ne sont pas optimales vis-à-vis du comportement cinématique machine. Ainsi, nous proposons une méthode d'optimisation des consignes articulaires afin d'utiliser au mieux la redondance fonctionnelle. En outre, les contraintes de

fabrication permettent une modification de l'orientation de l'effecteur sans affecter la qualité de la pièce finale. Ainsi, le gain de temps de dépose généré par la méthode est atteint grâce à la fois à l'optimisation et au lissage des consignes des axes de rotation.

La qualité des pièces produites est assurée grâce à l'utilisation du Domaine d'Orientation Admissible défini dans l'Espace Machine afin de contrôler la déviation de l'orientation de l'effecteur. La méthode de lissage présentée qui utilise le DOA est basée sur le filtrage des consignes des axes de rotation directement dans l'Espace Machine afin d'améliorer le comportement cinématique de la machine-outil.

La méthode d'optimisation vise à minimiser la courbure et l'amplitude de variation des axes de rotation. De plus, la différence entre les caractéristiques dynamiques de chaque axe est prise en compte dans la fonction objectif pour générer la trajectoire la plus rapide. Les résultats obtenus par application de la méthode sur des pièces aéronautiques tendent à prouver l'efficacité de notre approche. Le gain en termes de réduction du temps de dépose dépasse les 10 % pour les trajectoires étudiées.

Conclusion

Ces travaux de thèse portent sur l'amélioration des processus de dépose de composite pour les pièces aéronautiques. En particulier, l'objectif de nos travaux est de proposer des méthodes de calcul de trajectoires permettant d'améliorer la programmation des machines actuelles. Pour cela, l'étude du processus de fabrication complet allant de la génération de trajectoires en FAO jusqu'à la fabrication permet d'identifier deux problématiques. La première concerne la planification de trajectoires et le choix des courbes optimales permettant de couvrir entièrement la surface de la pièce en minimisant les découpes. La deuxième problématique s'intéresse à l'amélioration du comportement cinématique machine qui consiste dans le cas du drapage à lisser l'évolution des axes rotatifs de la machine. Dans le cas du placement de fibres, une méthode globale d'optimisation des consignes des axes rotatifs est proposée. Cette méthode intègre un lissage des axes rotatifs et une gestion de la redondance.

Concernant la planification de trajectoires, le choix du type de courbe s'est appuyé sur une étude bibliographique des méthodes de planification de trajectoires d'usinage, de peinture par projection et de dépose. Nous avons montré que les courbes existantes telles que les courbes iso-paramétriques, les courbes obtenues par intersection entre la surface à recouvrir et un plan ou les courbes géodésiques ne sont pas adaptées au respect des trois contraintes critiques du procédé de dépose que sont le steering, la direction et l'espacement. Ces travaux montrent que la meilleure couverture est atteinte en optimisant la direction d'une courbe de référence de manière à ce que les courbes parallèles induites respectent les contraintes de dépose. Ainsi, on réduit le nombre de découpes qui engendrent une dégradation locale de la résistance mécanique de la pièce et des ralentissements pendant la dépose.

Ces travaux ont abouti à l'implémentation d'un démonstrateur informatique, le logiciel Fermat Prototype, permettant de calculer des courbes réduisant significativement le nombre de découpes par rapport à la méthode classique, en traitant des surfaces aéronautiques réelles. L'ANNEXE 7 présente les étapes successives de génération de trajectoires réalisées dans Fermat Prototype.

La solution proposée couvre la quasi-totalité des cas de dépose envisageables. Des travaux complémentaires seront nécessaires pour résoudre des cas particuliers comme la

dépose à 0° ou 90° sur les pièces de type pointe avant qui impose de mieux contrôler la géométrie de la découpe ou de la trajectoire.

D'autre part, ces travaux ont montré que l'amélioration de la dépose passe par la prise en compte de la totalité de l'intervalle de tolérance alloué à la contrainte de direction, ce qui impacte directement la rigidité de la pièce. Il peut alors être opportun d'envisager la création de plis à direction variable directement lors de la phase de conception de manière à lui intégrer les contraintes de fabrication. Dans ce cas, la pièce conçue répondrait à la fois aux exigences mécaniques et aux exigences de productivité.

Concernant l'optimisation du comportement cinématique machine, nous avons montré que le lissage des axes rotatifs dans l'Espace Machine s'avère efficace lors de campagnes expérimentales de mesure de temps de parcours. Pour les trajectoires de drapage, les deux méthodes retenues d'utilisation des Bspline et de filtrage ont permis de réduire les ralentissements de la trajectoire dues aux perturbations telles que le passage de pyramides ou les oscillations liées à l'update de surface. La méthode du filtrage présente l'avantage d'être robuste et de nécessiter un temps de calcul réduit. Le concept du DOA, introduit pour l'usinage 5 axes pour permettre de contrôler l'erreur de lissage et d'assurer la qualité, a été adapté à la dépose. Des essais de dépose réelle ont permis de valider ce concept. Dans le cas du placement de fibres 7 axes, la gestion de la redondance cinématique a été associée au lissage. Là encore, des gains de productivité ont été constatés pour des trajectoires de pièces réelles. Ce résultat a été obtenu en calculant des trajectoires minimisant un critère cinématique prenant en compte les caractéristiques dynamiques propres à chaque axe rotatif. Ainsi, les perturbations de la trajectoire sont réparties sur chaque axe selon ses performances. Afin d'obtenir le meilleur compromis, l'axe le moins dynamique doit posséder la consigne la plus lisse. Les essais ont d'ailleurs montré la difficulté de réglage des coefficients de pondération du critère cinématique. Une perspective de travail découle directement de ce constat, car il montre que le modèle cinématique associé reste imprécis.

Ainsi la méthode gagnerait en efficacité si le critère d'optimisation représentait plus finement le temps de parcours. Le problème est alors soit d'intégrer un émulateur de la Commande Numérique, soit un simulateur de temps comme proposé dans le cas de l'usinage à 5 axes. Il faut donc trouver le niveau de description des modèles à développer permettant une estimation efficace et précise du temps de dépose.

Ces travaux de thèse se sont inscrits dans la problématique d'optimisation du calcul de trajectoires, en respectant des contraintes liées aux procédés et au comportement de la machine. Ils ont permis d'évaluer de nouveaux concepts de planification et de lissage de trajectoires. De plus, ils ont montré la validité des méthodes précédemment développées au LaMI, en les appliquant à un processus de fabrication différent : la dépose de composite. Ils permettent de franchir une marche supplémentaire dans l'intégration du cycle de vie du produit, de la formalisation du cahier des charges à l'optimisation du processus de fabrication.

Références bibliographiques

- [Abrate92] S. Abrate, D. Walton, *Machining of composite materials. Part II: Non-traditional methods*, Composites Manufacturing, 1992, vol 3 (2), pp. 85-94.
- [Afm07] *Catalogue des membres de l'AFM pour l'industrie aéronautique*, 2007.
- [Atkar05] P. Atkar, A. Greenfield, D. C. Conner, H. Choset, A. A. Rizzi, *Uniform Coverage of Automotive Surface Patches*, The International Journal of Robotics Research, 2005, vol 24 (11), pp. 883-898.
- [AD03] Automated Dynamics, *New equipment brings tape placement within reach of smaller shops*, High-Performance Composites, novembre 2003.
- [Bagard97] P. Bagard, *Tooling and complex shapes: technico-economic reports between high speed machining, conventional machining and electroerosion*, 1st french and german conference on high speed machining, 1997, pp. 249.
- [Balasubramaniam03] M. Balasubramaniam, S.E. Sarma, K. Marciniak, *Collision-free finishing tool paths from visibility data*, Computer-Aided Design, 2003, vol 35 (4), pp. 359-374.
- [Bannister01] M. Bannister, *Challenges for composites into the next millennium - a reinforcement perspective*, Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2001, vol 32 (7), pp. 901-910.
- [Benhabib85] B. Benhabib, A. A. Goldenberg, R. G. Fenton, *A solution to the inverse kinematics of redundant manipulators*, Journal of Robotic Systems, 1985, vol 2 (4), pp. 373-385.
- [Bi10] Q. Z. Bi, Y. H. Wang, H. Ding, *A GPU-based algorithm for generating collision-free and orientation-smooth five-axis finishing tool paths of a ball-end cutter*, International Journal of Production Research, 2010, vol 48 (4), pp. 1105-1124.
- [Boeing99] The Boeing Company, *Fiber Placement Benchmark and Technology Roadmap*, Report 99P0028, 1999, St. Louis, MO.
- [Bohez02] E. L. J. Bohez, *Five-axis milling machine tool kinematic chain design and analysis*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2002, vol 42, pp. 505-520.
- [Brandmaier70] H. Brandmaier, *Optimum Filament Orientation Criteria*, J. Composite Materials, 1970, vol 4, pp. 422-425.

- [Blom09] A. W. Blom, B. F. Tatting, J. M.A.M. Hol, Z. Gürdal, *Fiber path definitions for elastically tailored conical shells*, Composites: Part B, 2009, vol 40 (1), pp. 77-84.
- [Blom09b] A. W. Blom, P. B. Stickler, Z. Gürdal, *Optimization of a composite cylinder under bending by tailoring stiffness properties in circumferential direction*, Composites: Part B, In Press, Corrected Proof, Available online 20 October 2009.
- [Cano09] M. Cano, *Modeling first ply buckling during automated fiber placement: a local approach*, Composites: Part A, article soumis.
- [Cano09b] M. Cano, *Rapport d'essais de depose de composite réalisés chez Forest-Liné le 19/11/2009*.
- [Cassidy03] G. Cassidy, *Robotic fibre placement: trajectory generation for open contoured structures*, Master's thesis, 2003, Monash University, Clayton.
- [Castagnetti07] C. Castagnetti, E. Duc, P. Ray, *Influence of optimised tool paths on the machine tool behaviour*, Sixth International Conference on High Speed Machining, 2007, San Sebastian, Spain.
- [Castagnetti08] C. Castagnetti, E. Duc, P. Ray, *The Domain of Admissible Orientation Concept: A new method for 5-axis tool path optimization*, Computer Aided Design, 2008, vol 40 (9), pp. 938-950.
- [Castagnetti08b] C. Castagnetti, *Amélioration du comportement cinématique des machines par l'optimisation des trajets d'usinage 5 axes*, Thèse de doctorat, 2008, Clermont-Ferrand, France.
- [Chardon08] G. Chardon, *Etude prospective sur l'usinage de l'Hextool*, Mémoire de Master, 2008, Clermont-Ferrand, France.
- [Chen93] Y. D. Chen, J. Ni, S. M. Wu, *Real-time CNC tool path generation for machining IGES surfaces*, Journal of Engineering for Industry-Transactions of the ASME, 1993, vol 115 (4), pp. 480-486.
- [Chung92] W. J. Chung, W. K. Chung, Y. Youm, *Kinematic control of planar redundant manipulator by extended motion distribution scheme*, Robotica, 1992, vol 10 (3), pp. 255-262.
- [Debout09] P. Debout, C.Castagnetti, H. Chanal, E. Duc, *Improving machine tool kinematic behavior by smoothing tool paths*, Proc. 12th CIRP Conference on Modeling of Machining Operations, 2009, San Sebastian, Spain.
- [Dragomatz97] D. Dragomatz, S. Mann, *A classified bibliography of literature on NC milling path generation*, Computer-Aided Design, 1997, vol 29 (3), pp. 239-247.

- [Dubey88] R. Dubey, J. Y. S. Luh, *Redundant robot control using task based performance measures*, Journal of Robotic Systems, 1988, vol 5 (5), pp. 409-432.
- [Duc98] E. Duc, *Usinage de formes gauches - Contribution à l'amélioration de la qualité des trajectoires d'usinage*, 1998, Thèse de l'Ecole Normale Supérieure de Cachan.
- [Duc03] E. Duc, *Fabrication Assistée par Ordinateur*, Ed. Lavoisier, 2003.
- [Dugas02] A. Dugas, J. Lee, J.-Y. Hascoet, *An enhanced machining simulator with tool deflection error analysis*, Journal of Manufacturing Systems, 2002, vol 21 (6), pp. 451-463.
- [Euler89] J. A. Euler, R. V. Dubey, S. M. Babcock, W. R. Hamel, *A comparison of two real time control schemes for redundant manipulators with bounded joint velocities*, IEEE International Conference, 1989, vol 5 (5).
- [Erkorkmaz01] K. Erkorkmaz, Y. Altintas, *High speed CNC system design. Part I: jerk limited trajectory generation and quintic spline interpolation*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2001, vol 41 (9), pp. 1323-45.
- [Favaloro07] M. Favaloro and D. Hauber, *Process and Design Considerations for the Automated Fiber Placement Process*, 2007.
http://www.automateddynamics.com/tech_papers_final.php.
- [Fleisig01] R. V. Fleisig, A. D. Spence, *Constant feed and reduced angular acceleration interpolation algorithm for multi-axis machining*, Computer Aided Design, 2001, vol 33 (1), pp. 1-15.
- [Flory94] R. Flory and E. Bernardon, *Effect of Steering and Conformance Requirements on Automated Material Deposition Equipment*, Working Paper, 1994, Charles Stark Draper Laboratory, Cambridge, MA, pp. 1-11.
- [Foong02] C. Foong, *Process planning and force-based control strategy for robotic fibre placement on open surfaces*, 2002, Master's thesis, Monash University, Clayton.
- [Garça Marcos09] M. da Graça Marcos, J. A. Tenreiro Machado, T.-P. Azevedo-Perdicoúlis, *Trajectory planning of redundant manipulators using genetic algorithms*, Communication in Nonlinear Science and Numerical Simulation, 2009, vol 14 (7), pp. 2858-2869.
- [Gasparetto07] A. Gasparetto, V. Zanutto, *A new method for smooth trajectory planning of robot manipulators*, Mechanism and Machine theory, 2007, vol 42 (4), pp. 455-471.

- [Goel00] A. Goel, *Economics of Composite Material Manufacturing Equipment*, Massachusetts Institute of Technology, September 2000.
- [Gogu02] G. Gogu, *Families of 6R orthogonal robotic manipulators with only isolated and pseudo-isolated singularities*, Mechanism and Machine Theory, 2002, vol 37, pp. 1347-1375
- [Grant03] C. Grant, J. Martin, *Automated processing technology for composites: current status and vision for the future*, Automated Dynamics, 2003.
- [Grimshaw01] M. N. Grimshaw, C. G. Grant, J. M. Luna Diaz, *Advanced technology tape laying for affordable manufacturing of large composite structures*, 2001
<http://www.cincinnatiilamb.com/downloads/TapeLayingLargeCompositeStructures.pdf>
- [Grimshaw01b] M. N. Grimshaw, *Automated Tape Laying*, Cincinnati Machine, A UNOVA Company, 2001.
<http://www.cincinnatiilamb.com/downloads/AutomatedTapeLaying.pdf>
- [Guerin94] F. Guerin, *Usinage de surfaces complexes, génération de trajectoires hors collision*, Thèse de doctorat de l'Université de Nantes, 1994.
- [Guire09] G. Guire, L. Sabourin, G. Gogu, E. Lemoine, *Cellule robotisée à architecture redondante et commande en effort, Application à la découpe et au désossage des viandes*, CPI'2009, 6^{ème} conférence internationale Conception et Production Intégrée, 2009, Fès, Maroc.
- [Gustafsson96] F. Gustafsson, *Determining the initial states in forward-backward filtering*, IEEE Transactions on Signal Processing, 1996, vol 44 (4), pp. 988-992.
- [Heider03] D. Heider, M. J. Piovoso, J. W. Gillespie Jr, *A neural network model-based open-loop optimization for the automated thermoplastic composite tow-placement system*, Composites: Part A, 2003, vol 34 (8), pp. 791-799.
- [Heisel99] U. Heisel, A. Feinauer, *Dynamic influence on workpiece quality in high speed milling*, CIRP Annals - Manufacturing Technology, 1999, vol 48 (1), pp. 321-324.
- [Ho03] M. C. Ho, Y. R. Hwang, C. H. Hu, *Five-axis tool orientation smoothing using quaternion interpolation algorithm*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2003, vol 43, pp. 1259-1267.
- [Hock97] S. Hock, *High speed cutting (HSC) in die and mould manufacture*, 1st french and german conference on high speed machining, 1997, pp. 274-283.

- [Jones96] D. T. Jones, I. A. Jones, V. Middleton, *Improving composite lay-up for non-spherical filament-wound pressure vessels*, Composites: Part A, 1996, vol 27 (4), pp. 311-317.
- [Khalil86] W. Khalil, J. F. Kleinfinger, *A new geometric notation for open and closed-loop robots*, Proc. IEEE International Conference on Robotics and Automation, 1986, vol 3, pp. 1175-1180, San Francisco.
- [Kim02b] T. Kim, S. E. Sarma, *Toolpath generation along directions of maximum kinematic performance; a first cut at machine-optimal paths*, Computer-Aided Design, 2002, vol 34, pp. 453-468.
- [Kim07] T. Kim, *Constant cusp height tool paths as geodesic parallels on an abstract Riemannian manifold*, Computer-Aided Design, 2007, vol 39 (6), pp. 477-489.
- [Land96] I. B. Land, *Design and Manufacture of Advanced Composite Aircraft Structures Using Automated Tow*, Master's thesis, 1996, Massachusetts Institute of Technology, Clayton.
- [Langeron04] J. M. Langeron, E. Duc, C. Lartigue, P. Bourdet, *A new format for 5 axis tool path computation using Bspline curves*, Computer-Aided Design, 2004, vol 36, pp. 1219-1229.
- [Lavernhe08] S. Lavernhe, C. Tournier, C. Lartigue, *Optimization of 5-axis high-speed machining using a surface based approach*, Computer Aided Design, 2008, vol 40 (10-11), pp. 1015-1023.
- [Le Boudec06] B. Le Boudec, M. Saad, V. Nerguizian, *Modeling and adaptive control of redundant robots*, Mathematics and Computers in Simulation, 2006, vol 71 (4), pp. 395-403.
- [Lee06] K.-K. Lee, M. Buss, *Redondancy resolution with multiple criteria*, IEEE International Conference on Intelligent Robots and Systems, 2006, pp. 598-603, Beijing.
- [Lo00] C.-C. Lo, *CNC machine tool surface interpolator for ball-end milling of freeform surfaces*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2000, vol 40 (3), pp. 307-326.
- [Lopes08] C.S. Lopes, Z. Gürdal, P.P. Camanho, *Variable-stiffness composite panels: Buckling and first-ply failure improvements over straight-fibre laminates*, Computers and Structures, 2008, vol 86 (9), pp. 897-907.
- [Lorincz06] J Lorincz, *Composites Fly Lighter, Stronger – Tape laying and fiber placement systems automate composite structure production and reduce costs*, Manufacturing Engineering, 2006, vol 136 (3).
- <http://www.sme.org/cgi-bin/find-articles.pl?&ME06ART20&ME&20060312&&SME&#article>

[MachPro04] *Produire davantage*, Machines Production 795, 2004, p. 27.

<http://www.machpro.fr/redac/mp795/T-036.htm>

[Mitra01] S. K. Mitra, *Digital Signal Processing*, 2001, 2^{ème} ed., McGraw-Hill.

[Moré77] J.J. Moré, *The Levenberg-Marquardt Algorithm: Implementation and Theory*, Numerical Analysis, 1977, G. A. Watson.

[Nagendra95] S. Nagendra, S. Kodiyalam, J. Davis, V. Parthasarathy, *Optimization of tow fiber paths for composite design*, In: Proceedings of the AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC 36th Structures, Structural Dynamics and Materials Conference, 1995, pp. 1031–1041, New Orleans.

[Nakamura87] Y. Nakamura, H. Hanafusa, T. Yoshikawa, *Task-priority based redundancy control of robot manipulators*, The International Journal of Robotics research, 1987, vol 6 (2), pp. 3-15.

[Nearchou96] A. Nearchou, N. Aspragathos, *Application of genetic algorithms to point-to-point motion of redundant manipulators*, Mechanism and Machine Theory, 1996 vol 31 (3), pp. 261-270.

[Nearchou98] A. Nearchou, *Solving the inverse kinematics problem of redundant robots operating in complex environments via a modified genetic algorithm*, Mechanism and Machine Theory, 1998, vol 33 (3), pp. 273-292.

[Pasanen05] M. J. Pasanen, J. P. Martin, R. J. Langone, J. A. Mondo, *Advanced Composite Fiber Placement: Process to Application*, Automated Dynamics, 2005.

[Pateloup04] V. Pateloup, E. Duc, P. Ray, *Corner optimisation for pocket machining*, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2004, vol 44 (12-13), pp. 1343-1353.

[Pateloup05] V. Pateloup, *Amélioration du comportement cinématique des machines outils UGV, Application aux calculs de trajets d'évidement de poches*, Thèse de doctorat, 2005, Clermont-Ferrand, France.

[Pechard09] P.-Y. Pechard, C. Tournier, C. Lartigue, J.-P. Lugarini, *Geometrical deviations versus smoothness in 5-axis high-speed flank milling*, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2009, vol 49 (6), pp. 454-461.

[Piegl97] L. Piegl, W. Tiller, *The NURBS book*, 2nd ed., Springer, 1997.

[Pinto09] T. Pinto, *Modélisation 3D par éléments finis de la déformation d'un rouleau en élastomère de dépose de ruban composite pour la fabrication d'avion*, Rapport de Projet Industriel de Fin d'Etude, 2009, Clermont-Ferrand, France.

- [Reyne98] M. Reyne, *Technologie des composites*, 3^{ème} éd., Hermes (ISBN 2-86601-668-8), 1998.
- [Robert05] E. Robert, *Aéronautique : optimiser les rendements à tous les niveaux*, Trametal, Juin 2005, pp. 6-10.
- [Robin07] V. Robin, *Contribution à la mise en œuvre et l'optimisation d'une cellule robotisée : application au parachèvement de pièces de fonderie*, Thèse de doctorat, 2007, Clermont-Ferrand, France.
- [Roger03] D. Roger, *TNNTID-COP-SPC-TrajectoireAngleFixe-01*, 2003.
- [Schueler04] K. Schueler, J. Miller, R. Hale, *Approximate Geometric Methods in Application to the Modeling of Fiber Placed Composite Structures*, Journal of Computing and Information Science in Engineering, 2004, vol 4, pp. 251-256.
- [Setoodeh03] S. Setoodeh, Z. Gürdal, *Design of composite layers with curvilinear fiber paths using cellular automata*, 44th AIAA/ASME/ASCE/AHS Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference, 2003, Norfolk, Virginia.
- [Siemens02] Sinumerik, *Programming Guide Advanced (PGA)*, 840D/840Di/810D, 2002.
- [Siemens06] Sinumerik, *Manuel de Programmation, Notions de base*, 840D sl/840Di sl/840D/840Di/810D, 2006.
- [Siemens07] Sinumerik 840 D, *7-axis Transformation*, 2007.
- [Shirinzadeh04] B. Shirinzadeh, G. Alici, C. Foong, G. Cassidy, *Fabrication process of open surfaces by robotic fibre placement*, Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, 2004, vol 20 (1), pp. 17-28.
- [Shirinzadeh07] B. Shirinzadeh, G. Cassidy, D. Oetomo, G. Alici, C. Foong, Jr M. H. Ang, *Trajectory generation for open-contoured structures in robotic fibre placement*, Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, 2007, vol 23 (4), pp. 380-394.
- [Smith02] T. S. Smith, R. T. Farouki, M. al-Kandari, H. Pottmann, *Optimal slicing of free-form surfaces*, Computer Aided Geometric Design, 2002, vol 19 (1), pp. 43-64.
- [Tomblin01] J. Tomblin, K. Bowman, E. Hooper, T. Smyth, D. Showers, *Material Qualification Methodology for Epoxy-Based Prepreg Composite Material Systems*, United States Department of Transportation, Federal Aviation Administration, 2001, Washington DC.

- [Tournier02] C. Tournier, E. Duc, *A Surface Based Approach for Constant Scallop Height Tool-Path Generation*, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2002, vol 19 (5), pp. 318-324.
- [Uimm07] Union des Industries et des Métiers de la Métallurgie (UIMM), *Du métal au composite, Information des professionnels de l'industrie*, n° 1, 2007
http://www.aquitaine-industrie.com/uimm-iso/iso_album/metal_composite_1.pdf
- [Vosniakos09] G.-C. Vosniakos, Z. Kannas, *Motion coordination for industrial robotic systems with redundant degrees of freedom*, Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, 2009, vol 25 (2), pp. 417-431.
- [Wang97] X. Wang, F. Cheng, B. Barsky, *Energy and Bspline interproximation*, Computer-Aided Design, 1997, vol 29 (7), pp. 485-496.
- [Wang07] N. Wang, K. Tang, *Automatic generation of gouge-free and angular-velocity compliant five-axis tool path*, Computer-Aided Design, 2007, vol 39, pp. 841-852.
- [Xiaoping08] W. Xiaoping, A. Luling, Z. Liyan, Z. Laishui, *Uniform Coverage of Fibres over Open-contoured Freeform Structure Based on Arc-length Parameter*, Chinese Journal of Aeronautics, 2008, vol 21 (6), pp. 571-577.
- [Zaers02] A. H. Zaers, M. Nasir, M. Sikander, A. Muhammad, *Cartesian path generation of robot manipulators using continuous genetic algorithms*, Robotics and Autonomous Systems, 2002, vol 41 (4), pp. 179-223.
- [Zhang01] X. Zhang, Y.-Q. Yu, *Motion control of flexible robot manipulators via optimizing redundant configurations*, Mechanism and Machine Theory, 2001, vol 36 (7), pp. 883-892.

ANNEXES

ANNEXE 1 : transfert de rosette

La méthode de re-calcul de la rosette globale est la suivante :

- L'origine de la nouvelle rosette globale O' est égale à la projection normale du point d'analyse P sur la courbe guide.
- L'axe X' de la nouvelle rosette globale est colinéaire à la tangente de la courbe guide en O' .
- L'axe Z' de la nouvelle rosette globale est colinéaire à $O'P$.
- L'axe Y' de la nouvelle rosette globale est égal au produit vectoriel de X' et Z' .

Deux méthodes dites de transfert de rosette permettant de calculer la rosette locale à partir de la rosette globale existent : transfert de rosette par projection et par translation. Détaillons ces deux méthodes [Roger03].

Transfert de rosette par projection :

- L'origine de la rosette locale est le point d'analyse P .
- L'axe X'' de la rosette locale est égal à la projection de l'axe X de la rosette globale sur le plan tangent de la surface au niveau du point d'analyse P .
- L'axe Z'' de la rosette locale est égal à la normale de la surface au niveau du point d'analyse P .
- L'axe Y'' de la rosette locale est égal au produit vectoriel de X'' et Z'' .
- La direction de la fibre est égale à l'angle entre X'' et la tangente à la courbe au point P .

Transfert de rosette par translation :

- Un point P' est calculé à partir de la projection normale du point d'analyse sur le plan YZ de la rosette globale.
- Un système d'axe (X'', Y'', Z'') est construit au point P avec $X''=X$ et $Z''=P'O/|P'O|$, O étant l'origine de la rosette globale.

- La droite Df est créée dans le plan (X'', Y'') . Cette droite passe par P et fait un angle θ par rapport à X'' .
- La droite Df est projetée sur la surface.
- La direction théorique de la fibre est donnée par la tangente à la projection de Df en P . La direction de la fibre est donc égale à la somme de θ et de l'angle entre la tangente à la courbe au point P et la direction théorique.

ANNEXE 2 : paramètres géométriques du modèle de Denavit-Hartenberg de la machine Atlas 5 axes

	α_i	d_i	θ_i	r_i
$R_0 \rightarrow R_1$	0	0	0	q_1
$R_1 \rightarrow R_2$	$\pi/2$	0	$-\pi/2$	q_2
$R_2 \rightarrow R_3$	$-\pi/2$	0	$-\pi/2$	q_3
$R_3 \rightarrow R_4$	0	0	q_4	0
$R_4 \rightarrow R_5$	$\pi/2$	0	q_5	0

Avec : $q_1=X$; $q_2=Y$; $q_3=Z$; $q_4=C$; $q_5=A$

ANNEXE 3 : matrices de changement de repère de la machine Atlas 5 axes

$$\begin{aligned}
{}^pT_0 &= \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 & -a \\ 0 & -1 & 0 & -b \\ 1 & 0 & 0 & -c \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad {}^0T_I = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & X \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad {}^IT_2 = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -1 & -Y \\ -1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad {}^2T_3 = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & Z \\ 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \\
{}^3T_4 &= \begin{bmatrix} \cos(C) & -\sin(C) & 0 & 0 \\ \sin(C) & \cos(C) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad {}^4T_5 = \begin{bmatrix} \cos(A) & -\sin(A) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -1 & 0 \\ \sin(A) & \cos(A) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \\
{}^pT_5 &= \begin{bmatrix} -\sin(C) \cdot \cos(A) & \sin(C) \cdot \sin(A) & \cos(C) & X-a \\ \cos(C) \cdot \cos(A) & -\cos(C) \cdot \sin(A) & \sin(C) & Y-b \\ \sin(A) & \cos(A) & 0 & Z-c \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}
\end{aligned}$$

$(a;b;c)$: décalage de l'origine programme O_p par rapport à l'origine du repère $0 O_0$

ANNEXE 4 : paramètres géométriques du modèle de Denavit-Hartenberg de la machine Atlas 7 axes

	α_i	d_i	θ_i	r_i
$R_0 \rightarrow R_1$	0	0	q_1	0
$R_1 \rightarrow R_2$	$-\pi/2$	d_2	0	q_2
$R_2 \rightarrow R_3$	$\pi/2$	0	$-\pi/2$	q_3
$R_3 \rightarrow R_4$	$-\pi/2$	0	$-\pi/2$	q_4
$R_4 \rightarrow R_5$	0	0	q_5	0
$R_5 \rightarrow R_6$	$\pi/2$	0	q_6	0
$R_6 \rightarrow R_7$	$\pi/2$	0	q_7	r_7

Avec : $q_1 = -B$; $q_2 = -X$; $q_3 = Y$; $q_4 = -Z + d_2$; $q_5 = C1$; $q_6 = A$; $q_7 = C2$

ANNEXE 5 : matrices de changement de repère de la machine Atlas 7 axes

$$\begin{aligned}
{}^pT_0 &= \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & -a \\ 0 & 0 & 1 & -b \\ 1 & 0 & 0 & -c \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad {}^0T_I = \begin{bmatrix} \cos(B) & \sin(B) & 0 & 0 \\ -\sin(B) & \cos(B) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad {}^I T_2 = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & X \\ 0 & -1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad {}^2T_3 = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -1 & -Y \\ -1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad {}^3T_4 = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & Z \\ 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \\
{}^4T_5 &= \begin{bmatrix} \cos(C1) & -\sin(C1) & 0 & 0 \\ \sin(C1) & \cos(C1) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad {}^5T_6 = \begin{bmatrix} \cos(A) & -\sin(A) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -1 & 0 \\ \sin(A) & \cos(A) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad {}^6T_7 = \begin{bmatrix} \cos(C2) & \sin(C2) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -1 & -r_7 \\ -\sin(C2) & \cos(C2) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}
\end{aligned}$$

$(a; b; c)$: décalage de l'origine programme O_p par rapport à l'origine du repère 0 O_0

$${}^pT_7 = \begin{bmatrix} (-c(B) \cdot s(C1) \cdot c(A) - s(B) \cdot s(A)) \cdot c(C2) - c(B) \cdot c(C1) \cdot s(C2) & (-c(B) \cdot s(C1) \cdot c(A) - s(B) \cdot s(A)) \cdot s(C2) + c(B) \cdot c(C1) \cdot c(C2) & & \\ c(C1) \cdot c(A) \cdot c(C2) - s(C1) \cdot s(C2) & c(C1) \cdot c(A) \cdot s(C2) + s(C1) \cdot c(C2) & & \\ (-s(B) \cdot s(C1) \cdot c(A) + c(B) \cdot s(A)) \cdot c(C2) - s(B) \cdot c(C1) \cdot s(C2) & (-s(B) \cdot s(C1) \cdot c(A) + c(B) \cdot s(A)) \cdot s(C2) + s(B) \cdot c(C1) \cdot c(C2) & & \\ 0 & 0 & & \\ -c(B) \cdot s(C1) \cdot s(A) + s(B) \cdot c(A) & (-c(B) \cdot s(C1) \cdot s(A) + s(B) \cdot c(A)) \cdot r_7 + c(B) \cdot X - s(B) \cdot Z - a & & \\ c(C1) \cdot s(A) & c(C1) \cdot s(A) \cdot r_7 + Y - b & & \\ -s(B) \cdot s(C1) \cdot s(A) - c(B) \cdot c(A) & (-s(B) \cdot s(C1) \cdot s(A) - c(B) \cdot c(A)) \cdot r_7 + c(B) \cdot Z + s(B) \cdot X - c & & \\ 0 & 1 & & \end{bmatrix}$$

Avec $c(B) \equiv \cos(B)$ et $s(B) \equiv \sin(B)$

ANNEXE 6

Montrons que la stratégie poignet cassé permet d'éviter la singularité. La singularité apparaît lorsque : $I \times \cos(B) + K \times \sin(B) = 0 \Leftrightarrow \tan(B) = -I/K$

Or dans le cas de la stratégie poignet cassé, on a :

$$B = \alpha - \arctan(I/K) \Rightarrow \tan(B) = \frac{\tan(\alpha) - I/K}{1 + \tan(\alpha) \cdot I/K}$$

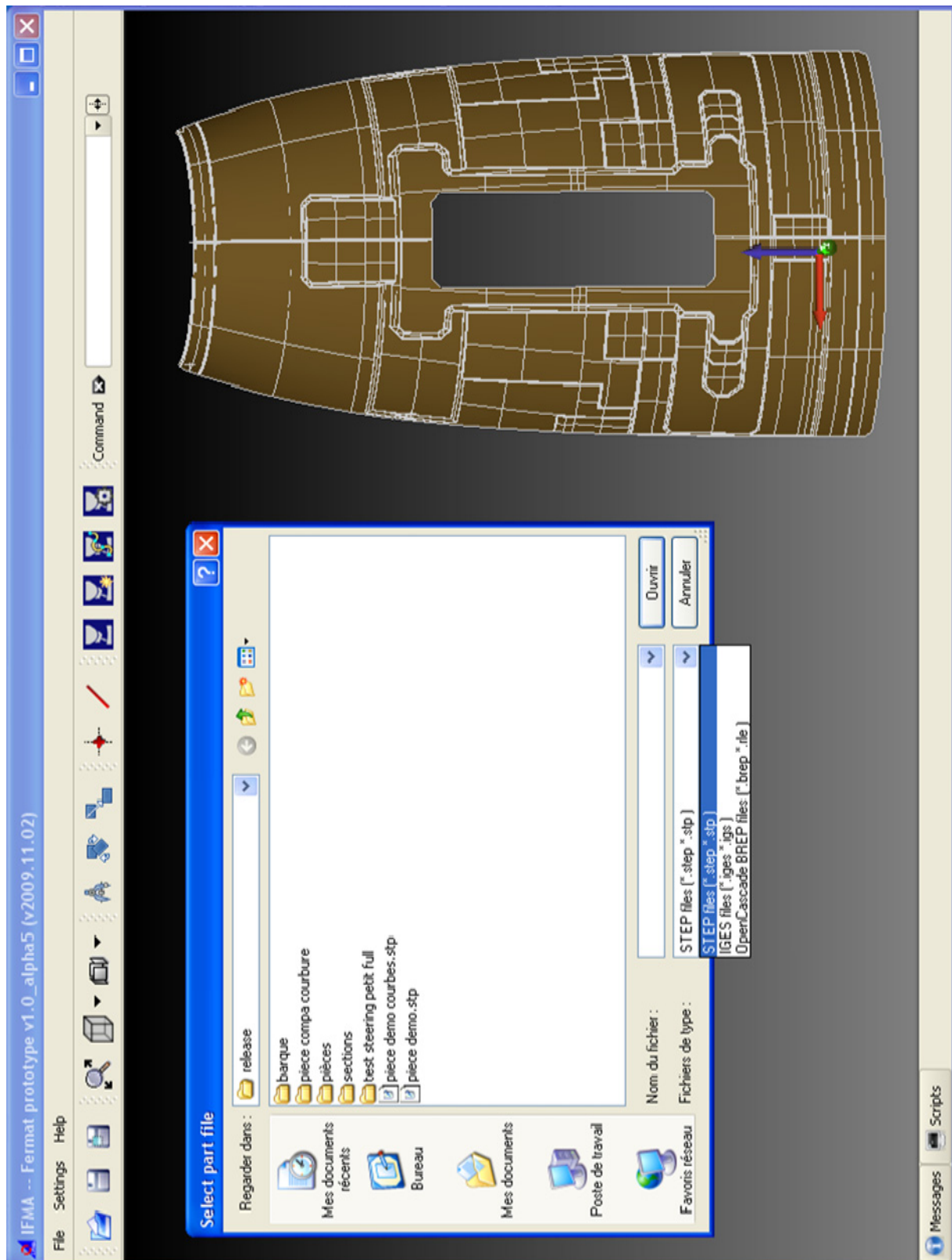
$$\text{D'où : } \tan(B) + I/K = \frac{\tan(\alpha) \cdot (1 + I^2/K^2)}{1 + \tan(\alpha) \cdot I/K}$$

Il vient que la singularité apparaît si et seulement si : $\tan(\alpha) = 0 \Leftrightarrow \alpha = k \cdot \pi$

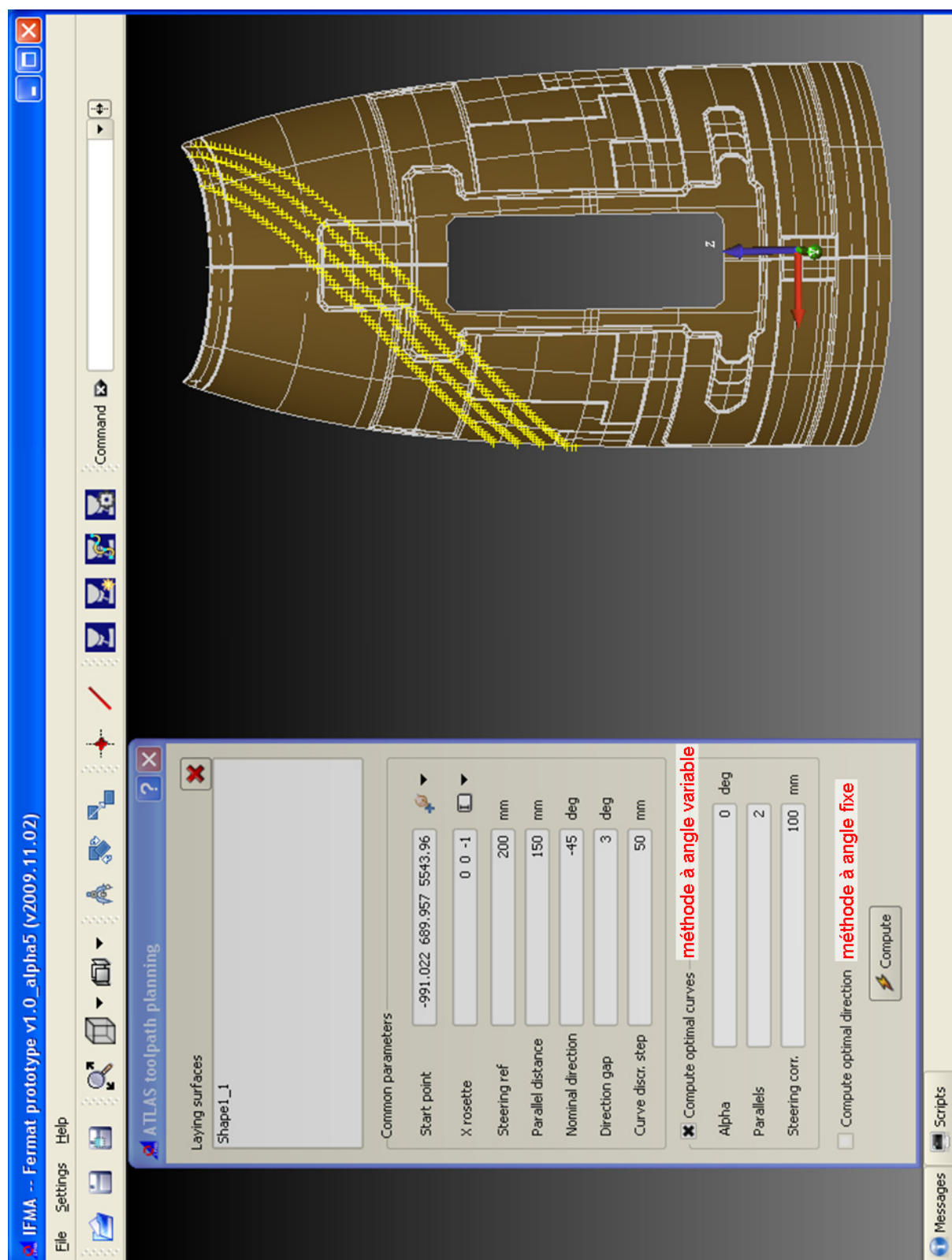
Pour un angle de cassure différent de 0 et 180°, la stratégie poignet cassé permet bien d'éviter la singularité.

ANNEXE 7 : génération de trajectoires dans FERMAT Prototype

Import de la pièce en format Step, Igs, Brep.

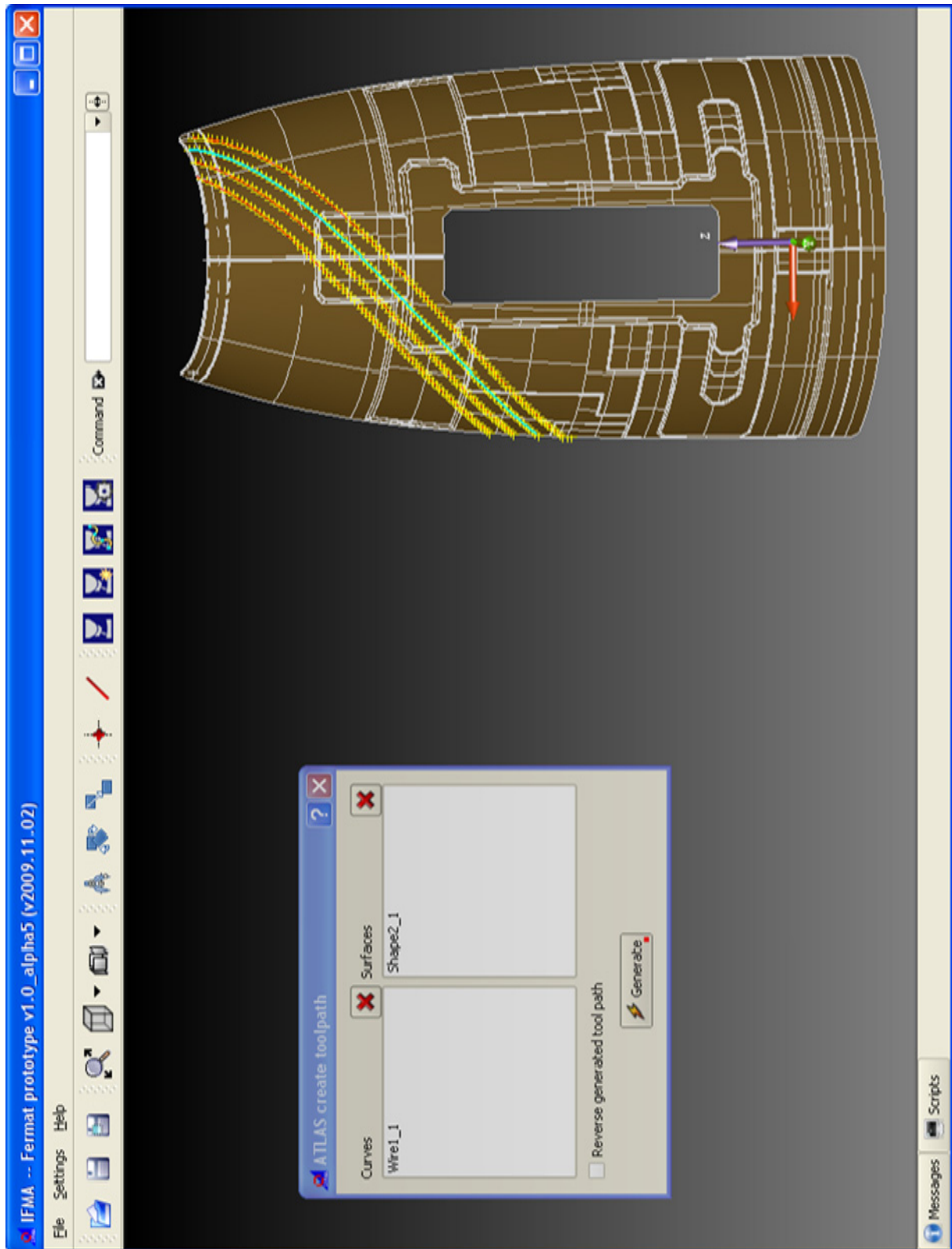


Planification de trajectoires : méthode à angle fixe ou angle variable.

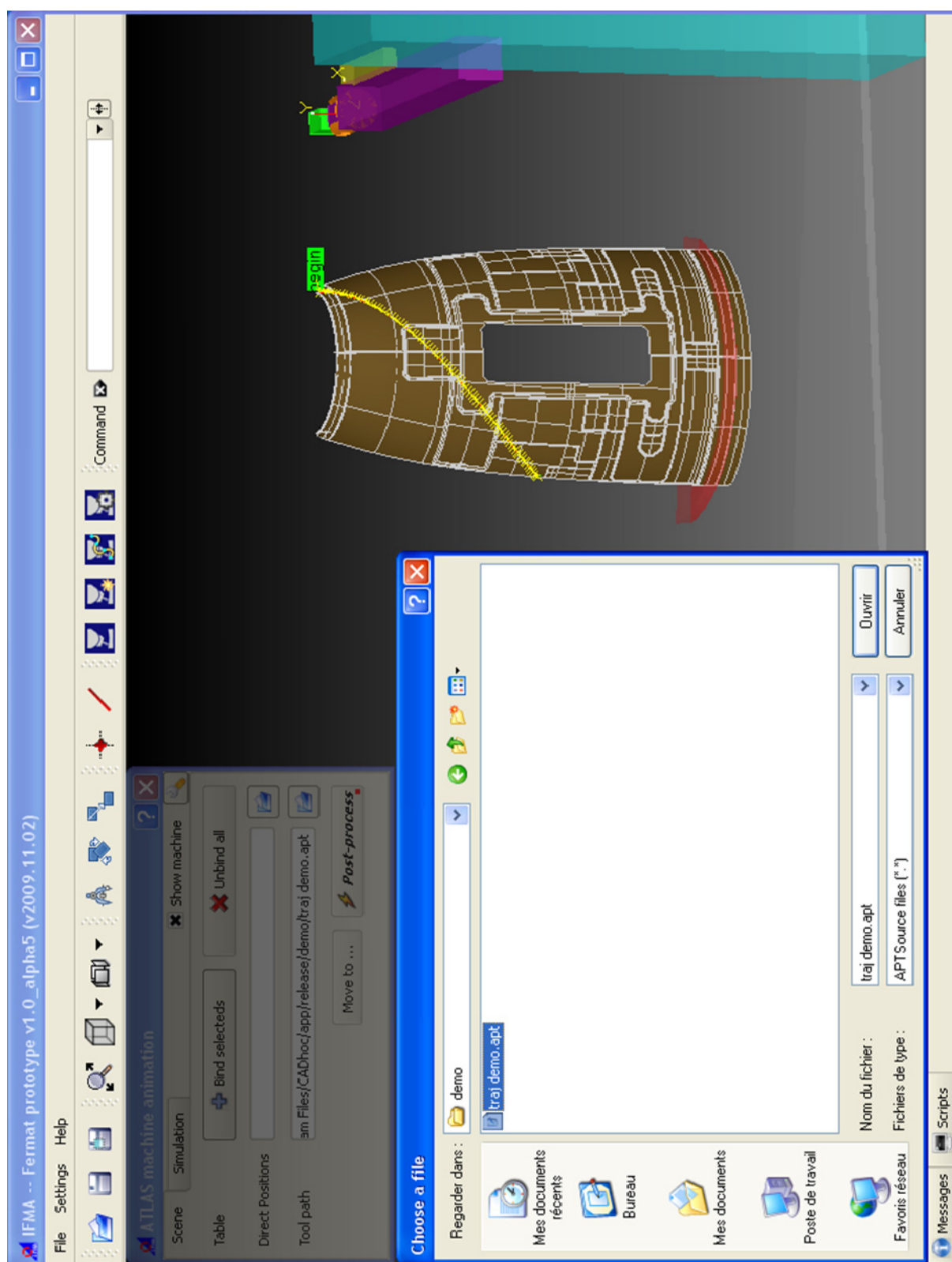


Génération de la trajectoire dans l'Espace Pièce. Les vecteurs d'orientation de la tête sont la normale à la surface N et la tangente à la trajectoire T .

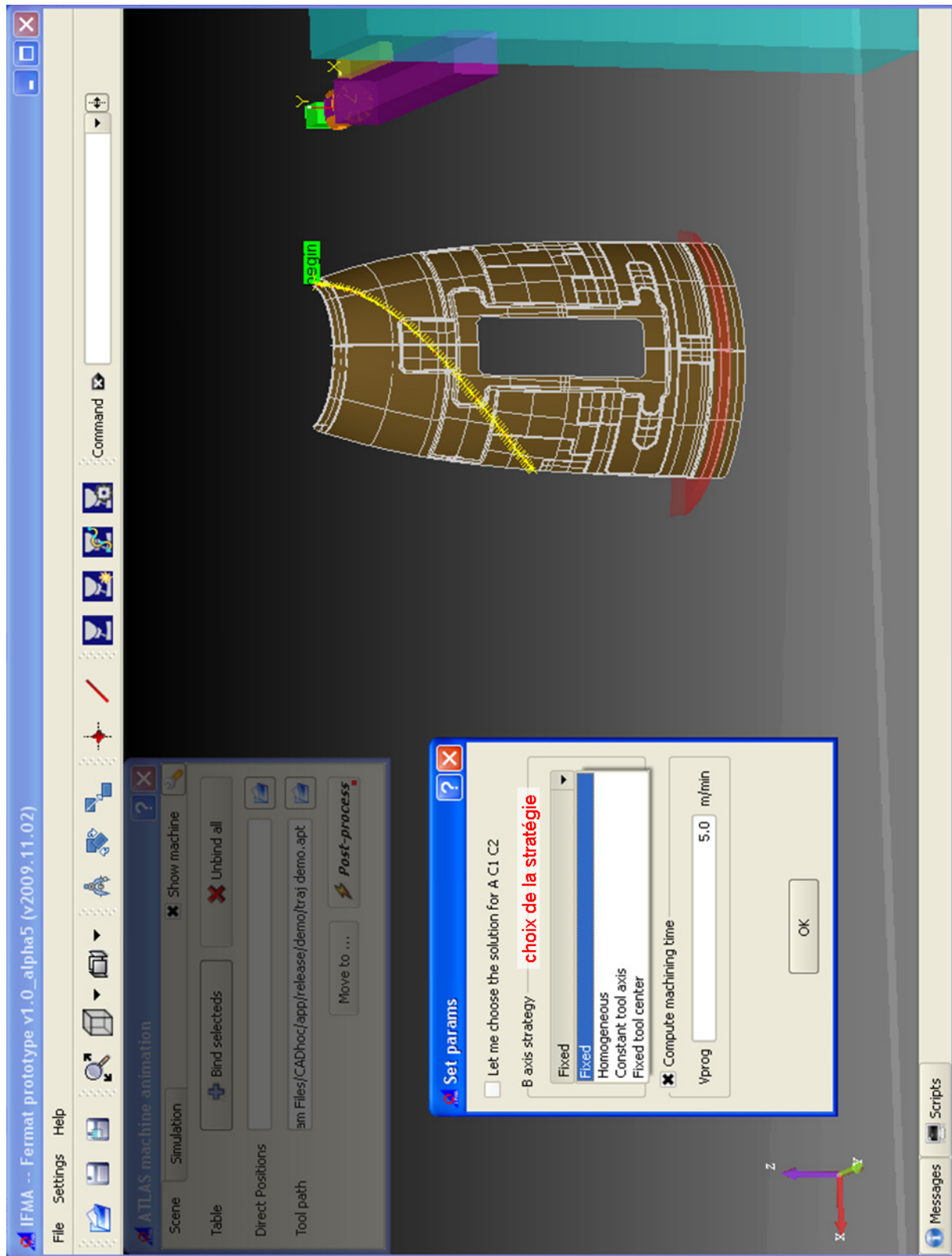
Enregistrement en Aptsources.



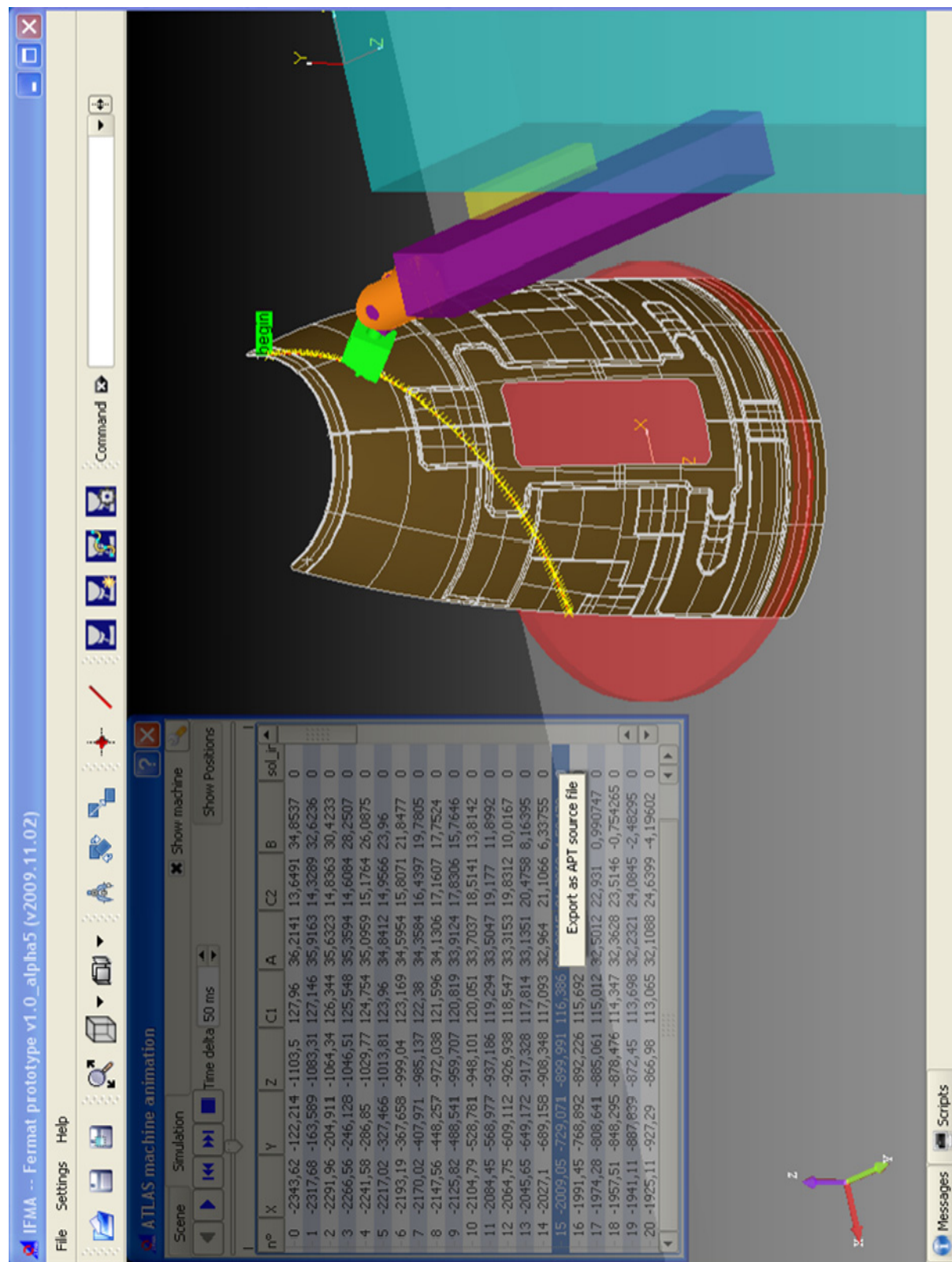
Positionnement de la pièce sur le plateau et import d'une trajectoire Aptsource.



Post-processing avec la stratégie " B fixé", "poignet cassé / axe outil constant", "poignet cassé / pointe outil fixe" ou " B homogène".



Simulation des mouvements de la machine et enregistrement des consignes machine en code ISO.



Résumé

En réponse à l'augmentation constante du prix du pétrole, le pourcentage et le poids des pièces de structure aéronautiques fabriquées en matériaux composites sont en nette augmentation. Les procédés de dépose de composite que sont le drapage de bandes et le placement de fibres permettent de fabriquer des pièces multicouches de grandes dimensions en disposant des bandes de composite de carbone pré-imprégné les unes à côté des autres. Ainsi, les travaux de recherche présentés dans ce mémoire contribuent à l'amélioration de la mise en œuvre des procédés de fabrication de pièces aéronautiques en matériau composite.

L'étude s'est focalisée sur l'augmentation de la productivité des procédés de dépose en considérant les problèmes de planification et de suivi de trajectoires des machines de dépose. Premièrement, la tâche de planification de trajectoires consiste à optimiser la direction des trajectoires de dépose de façon à minimiser le nombre de découpes de composite. En effet, les découpes de composite lors de la fabrication sont une source de ralentissements de la machine et laissent des zones dépourvues de carbone qui fragilisent la pièce. Deuxièmement, la réduction des sollicitations cinématiques de la machine lors du suivi de trajectoires de dépose est basée sur un lissage des axes rotatifs associé à une méthode de résolution de la redondance de la machine-outil. Cette méthode conduit à une diminution du temps de dépose tout en assurant la qualité de la pièce finie.

Les méthodes d'optimisation de trajectoires proposées ont été implémentées dans un logiciel de FAO de démonstration dédié aux procédés de dépose et validées sur des pièces industrielles. Ainsi l'ensemble du processus de programmation des machines de dépose a été étudié, de la génération de trajectoire à la simulation des mouvements de la machine.

Mots-clés : dépose de composite, drapage de bandes, placement de fibres, planification de trajectoires, lissage de trajectoires, machine à architecture redondante.

Summary

In order to produce more fuel-efficient airplanes, the percentage and weight of composites used in structural components are increasing. Manufacturing processes for composites as Automated Tape Laying (ATL) and Automated Fiber Placement (AFP) are used to produce large parts. A part is typically made from many plies laid up on top of each other. A ply is generated by placing tapes side by side. Thus, presented research works contribute to improve manufacturing processes for composites.

The aim of the study is to increase the productivity of ATL and AFP by taking into account problems of tool path planning and tool path following up. Firstly, the aim of tool path planning is to optimize the tool path orientation in order to minimize the number of cuts of composite because cuts of composite during manufacturing can slowdown the machine and leave areas without carbon on the surface that weaken the part. Secondly, an optimization method of the head orientation is developed. This method is based on a smoothing of the rotational axes variation and takes advantage of the degree of redundancy of the machine to decrease the kinematic loaded of the machine. This method leads to increase the productivity while ensuring the quality of the final part.

Proposed methods of tool path optimization have been implemented in CAM demonstration software dedicated to ATL and AFP and validated on industrial parts. Thus, all the programming process of ATL and AFP machines has been studied from the tool path computation to the simulation of the machine movements.

Keywords: manufacturing processes for composites, Automated Tape Laying, Automated Fiber Placement, tool path planning, tool path smoothing, redundant machine.